

# **DLR-IB-FA-BS-2018-137**

**Numerische Simulation und  
experimentelle Validierung der  
Temperatur- und  
Druckverhältnisse eines  
mehrkanaligen  
Thermoplastdruckkopfes**

**Masterarbeit**

Christoph Vehring  
Maik Titze



**DLR**

**Deutsches Zentrum  
für Luft- und Raumfahrt**

Institut für Faserverbundleichtbau und Adaptronik

**DLR-IB-FA-BS-2018-137**

**Numerische Simulation und experimentelle Validierung  
der Temperatur- und Druckverhältnisse eines  
mehrkanaligen Thermoplastdruckkopfes**

**Zugänglichkeit:** (Nichtzutreffendes löschen)

**Stufe 2 DLR intern zugänglich:** analog „allgemein zugänglich“, allerdings ist dieser in ELIB nur für intern zugänglich abzulegen.

Braunschweig, *September, 2018*

Abteilungsleiter:

Prof. Hans Peter Monner

*(Vor-und Nachname angeben)*

Der Bericht umfasst: *145* Seiten

Autoren: *(bitte alle Autoren namentlich)*

Christoph Vehring

Autor 2 / Betreuer:

Maik Titze



DLR

Deutsches Zentrum  
für Luft- und Raumfahrt

## Kurzfassung

Das Strangablageverfahren wurde seit der Markteinführung im Jahr 1991 durch die Firma Stratasys stetig weiterentwickelt und stellt heutzutage eine Schlüsseltechnologie in der additiven Fertigung dar. Zur Anwendung dieser Technologie im industriellen Maßstab bedarf es einer hohen Prozessstabilität. Allerdings ist das Verständnis über den komplexen Extrusionsprozess im Strangablageverfahren eingeschränkt. Infolgedessen werden innerhalb dieser Arbeit Wärmeübertragungs- und Strömungssimulationen für einen neu entwickelten, multi-materiellen Druckkopf zur Vorhersage der Temperatur- und Druckverhältnisse in Abhängigkeit der Prozesskenngrößen durchgeführt. Der Druckkopf ist fähig Endloskohlefaserrovings und bis zu drei thermoplastische Filamente zu verarbeiten. Mittels experimenteller Versuche werden die Simulationen kalibriert sowie validiert, um einen realistischen Einblick in die Wärme- und Druckverteilung innerhalb des Druckkopfs zu ermöglichen. Auf dieser Basis werden entscheidende Prozesskenngrößen, wie die Vorschubgeschwindigkeit des Filaments, in Bezug auf das Fließverhalten der thermoplastischen Schmelze und die daraus resultierende Druckverteilung im Druckkopf analysiert und bewertet. Zusätzlich wird der Einfluss der Prozesskenngrößen auf die Imprägnierung des Kohlefaserrovings dargestellt. Daraufhin wird der Einfluss alternativer Werkstoffe auf die Temperaturverteilung im Druckkopf innerhalb einer Konstruktionsanalyse untersucht. Zusätzlich werden geometrischen und thermische Änderungen an der Düse durchgeführt, um den Effekt auf die Druckverteilung im Druckkopf zu erörtern.

## Abstract

Fused Deposition Modeling has been in constant development since its launch in 1991 by Stratasys and represents a key technology in additive manufacturing today. High process stability is needed to apply this technology on an industrial scale. However, understanding of the complex extrusion process in the extrusion process is limited. As a result, within this work, heat transfer and flow simulations are performed on a newly developed multimaterial printhead to predict the temperature and pressure distribution inside the printing head as a function of critical process parameters. The printhead is capable of processing continuous carbon fiber rovings and up to three thermoplastic filaments. The simulations are calibrated and validated by means of experimental tests in order to provide a realistic insight into the temperature and pressure distribution within the printhead. On this basis, key process parameters, such as the feed rate of the filament, in relation to the flow behavior of the thermoplastic melt and the resulting pressure distribution in the printhead are analyzed and evaluated. In addition, the influence of the process parameters on the impregnation of the carbon fiber roving is shown. Subsequently, the influence of alternative materials on the temperature distribution inside the print head is examined within a design analysis. In addition, geometric and thermal changes are made to the nozzle to discuss the effect on pressure distribution in the printhead.



# Inhaltsverzeichnis

<b>Aufgabenstellung .....</b>	<b>II</b>
<b>Vorwort.....</b>	<b>III</b>
<b>Kurzfassung.....</b>	<b>IV</b>
<b>Abstract.....</b>	<b>V</b>
<b>Eigenständigkeitserklärung .....</b>	<b>VI</b>
<b>Inhaltsverzeichnis .....</b>	<b>VII</b>
<b>Abbildungsverzeichnis .....</b>	<b>IX</b>
<b>Tabellenverzeichnis .....</b>	<b>XIII</b>
<b>Formelzeichenverzeichnis.....</b>	<b>XIV</b>
<b>Abkürzungsverzeichnis .....</b>	<b>XVI</b>
<b>1     Einleitung .....</b>	<b>1</b>
1.1    Gliederung.....	2
<b>2     Grundlagen der additiven Fertigung .....</b>	<b>4</b>
<b>3     Stand der Technik .....</b>	<b>7</b>
3.1    Endloskohlefaserverstärkte Verbundwerkstoffe im Strangablageverfahren.....	7
3.1.1   Indirekter Einsatz von Endloskohlefasern .....	8
3.1.2   Getrennte Zufuhr von Fasern und Filament .....	9
3.1.3   Gemeinsame Zufuhr von Fasern und Filament.....	10
3.2    AddCompS <sup>TM</sup> -Drucker .....	11
3.2.1   Druckkopf .....	12
3.3    Simulation des Strangablageverfahrens .....	16
<b>4     Einführung in die Simulation des Druckkopfs .....</b>	<b>20</b>
4.1    Parameter des Strangablageverfahrens .....	21
4.1.1   Eigenschaften des Ausgangsmaterials .....	22
4.1.2   Parameter der Extrusion .....	33
<b>5     Wärmeübertragungssimulation .....</b>	<b>41</b>
5.1    Grundlagen der Wärmeübertragung .....	41
5.2    Simulation.....	43
5.2.1   Modellerstellung .....	43
5.2.2   Ergebnisse .....	49
5.3    Experimentelle Validierung.....	53

<b>6</b>	<b>Strömungsanalyse .....</b>	<b>61</b>
6.1	Grundlagen der Strömungsmechanik.....	61
6.2	Viskositätsmodellierung des PLA-Filaments .....	64
6.3	Simulation.....	69
6.3.1	Modellerstellung .....	69
6.3.2	Ergebnisse .....	78
6.4	Experimentelle Validierung.....	84
<b>7</b>	<b>Konstruktionsanalyse des Druckkopfs.....</b>	<b>91</b>
7.1	Konstruktionsanalyse hinsichtlich der Wärmeübertragung .....	91
7.2	Konstruktionsanalyse hinsichtlich der Strömung .....	94
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung.....</b>	<b>100</b>
<b>9</b>	<b>Ausblick .....</b>	<b>102</b>
<b>10</b>	<b>Quellenverzeichnis.....</b>	<b>104</b>
	<b>Anhang .....</b>	<b>112</b>
A.1	Technische Datenblätter .....	112
A.2	Benutzerdefinierte Funktionen .....	117
A.3	Messwerte aus den Temperatur- und Druckversuchen .....	119

## Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Begriffsgebäude der Additiven Fertigung (in Anlehnung an [3]; [4]).....	5
Abbildung 2: Prinzip des Strangablageverfahrens (in Anlehnung an [4]).....	6
Abbildung 3: Indirekter Einsatz von Endloskohlefasern .....	8
Abbildung 4: Getrennte Zufuhr von Fasern und Filament .....	9
Abbildung 5: Gemeinsame Zufuhr von Fasern und Filament.....	10
Abbildung 6: WASP Delta 4070 Pro .....	12
Abbildung 7: Aufbau des AddCompS <sup>TM</sup> -Druckkopfs .....	13
Abbildung 8: Eigenschaften der produzierten Bauteile des AddCompS <sup>TM</sup> -Druckers (in Anlehnung an [35]).....	16
Abbildung 9: Ergebnis des Fourier-Transformations-Infrarotspektrometers .....	22
Abbildung 10: Dynamische Differenzkalorimetrie des PLA-Filaments .....	23
Abbildung 11: Thermogravimetrische Analysen des PLA-Filaments .....	25
Abbildung 12: Isotherme Thermogravimetrische Analyse des PLA-Filaments .....	26
Abbildung 13: Spezifische Wärmekapazität des PLA-Filaments.....	27
Abbildung 14: Schematisches pVT-Diagramm für teilkristalline Kunststoffe .....	28
Abbildung 15: Oszillationsversuch mit PLA.....	30
Abbildung 16: Viskosität in Abhängigkeit der Scherrate.....	31
Abbildung 17: Ergebnisse des Rotationsversuchs mit PLA-Proben.....	32
Abbildung 18: Filamentdurchmesser .....	33
Abbildung 19: Wesentliche Parameter des AddCompS <sup>TM</sup> -Druckkopfs .....	33
Abbildung 20: Volumenströme des Druckkopfs .....	35
Abbildung 21: Vorschub des Filaments .....	36
Abbildung 22: Schematische Darstellung der Strangaufweitung nach dem Düsenaustritt ....	39
Abbildung 23: Vereinfachte Geometrie des Druckkopfs.....	44
Abbildung 24: Verhältnis zwischen dem thermischen Fehler und der Rechenzeit in Abhängigkeit der Elementanzahl .....	45
Abbildung 25: Temperatur entlang des Pfades für unterschiedliche Netze .....	46
Abbildung 26: Netz 3 für die Wärmeübertragungssimulation des Druckkopfes .....	46
Abbildung 27: Temperaturen entlang des Pfades bei 170 °C, 190 °C, 210 °C sowie 230 °C für ein- und ausgeschaltete Lüfter .....	50
Abbildung 28: Temperaturen im Druckkopf bei 230 °C Heiztemperatur .....	51
Abbildung 29: Temperaturen der Schmelzeinheit und der Düse bei 230 °C Heiztemperatur .....	52
Abbildung 30: Temperaturen der Kühlkörper bei 230 °C Heiztemperatur.....	52
Abbildung 31: Vergleich der alten und neuen Temperaturregelung.....	53
Abbildung 32: Versuchsaufbau zur Validierung der Wärmeverteilung mittels Thermoelemente.....	54
Abbildung 33: Temperaturverteilung des Druckkopfs bei ein- und ausgeschalteten Lüftern.....	55
Abbildung 34: Infrarot-Wärmebild des Druckkopfs bei 230 °C .....	57
Abbildung 35: Dynamisches Temperaturverhalten des Druckkopfs.....	59
Abbildung 36: Strömungsprofile in Rohrströmungen.....	61

Abbildung 37: Abhängigkeit der Viskosität von unterschiedlichen Faktoren (in Anlehnung an [113]).....	65
Abbildung 38: Approximation der Viskosität nach dem Cross-WLF-Modell (in Anlehnung an [112]).....	67
Abbildung 39: Anpassungsgüte des Cross-WLF Viskositätsmodells an die experimentellen Werte .....	69
Abbildung 40: Simulationsmodell der Strömungssimulation .....	70
Abbildung 41: Konvergenz und Rechenzeit in Abhängigkeit der Elementanzahl.....	72
Abbildung 42: Netz 2 des Modells für die Strömungssimulation .....	72
Abbildung 43: Randbedingungen der Strömungssimulation .....	74
Abbildung 44: Realer Vorschub des Filaments in Abhängigkeit des eingegebenen Vorschubs .....	75
Abbildung 45: Analytische und reale Massenströme in Abhängigkeit des Filamentdurchmessers und der Vorschubgeschwindigkeit.....	77
Abbildung 46: Temperatur des PLAs in Abhängigkeit der Wandtemperatur und der Vorschubgeschwindigkeit .....	79
Abbildung 47: Strömungsgeschwindigkeit des Filaments in Abhängigkeit der Wandtemperatur und der Vorschubgeschwindigkeit .....	80
Abbildung 48: Strömungsgeschwindigkeit der Polymerschmelze bei Düsenaustritt .....	80
Abbildung 49: Scherung des Filaments in Abhängigkeit der Wandtemperatur und der Vorschubgeschwindigkeit .....	81
Abbildung 50: Wandscherung des Filaments in Abhängigkeit der Wandtemperatur und der Vorschubgeschwindigkeit .....	81
Abbildung 51: Viskosität des PLAs innerhalb des Druckkopfs .....	82
Abbildung 52: Viskosität des PLAs im Düsenkanal .....	83
Abbildung 53: Druck im Druckkopf in Abhängigkeit der Wandtemperatur und der Vorschubgeschwindigkeit .....	84
Abbildung 54: Exemplarische gemessene Druckwerte über die Zeit .....	85
Abbildung 55: Experimentelle und simulierte Ergebnisse des Drucks innerhalb des Druckkopfs in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit des Filaments sowie der Temperatur der Schmelzeinheit.....	86
Abbildung 56: Streuung der Messwerte aus den Druckversuchen .....	87
Abbildung 57: Streuung der Messwerte für den Filamentvorschub.....	88
Abbildung 58: Wärmeverteilung bei unterschiedlichen Werkstoffen in Abhängigkeit einer geringen und hohen Wärmestromdichte sowie ein- und ausgeschalteten Lüftern.....	93
Abbildung 59: Koeffizienten der Parameterstudie .....	95
Abbildung 60: Druck im Druckkopf in Abhängigkeit des Düseninnendurchmessers .....	96
Abbildung 61: Druck im Druckkopf in Abhängigkeit der Düsenlänge .....	97
Abbildung 62: Druck im Druckkopf in Abhängigkeit des Düsenwinkels .....	97
Abbildung 63: AddCompS <sup>TM</sup> -Druckkopf mit einer Wärmeisolierung zwischen der Schmelzeinheit und der Düse .....	99
Abbildung 64: Druck im Druckkopf in Abhängigkeit des Temperaturgradienten zwischen der Schmelzeinheit und der Düse .....	99
Abbildung 65: Technisches Datenblatt der Gleichstromlüfter [123] .....	113
Abbildung 66: Technisches Datenblatt der Schrittmotoren [124] .....	114
Abbildung 67: Drehmoment der Schrittmotoren in Abhängigkeit der Drehzahl [124].....	114
Abbildung 68: Technisches Datenblatt des PLA Filaments [125].....	115

Abbildung 69: Zeitliche Temperaturverteilung bei ausgeschalteten Lüftern und 170 °C Zieltemperatur .....	120
Abbildung 70: Zeitliche Temperaturverteilung bei ausgeschalteten Lüftern und 190 °C Zieltemperatur .....	120
Abbildung 71: Zeitliche Temperaturverteilung bei ausgeschalteten Lüftern und 210 °C Zieltemperatur .....	120
Abbildung 72: Zeitliche Temperaturverteilung bei ausgeschalteten Lüftern und 230 °C Zieltemperatur .....	121
Abbildung 73: Zeitliche Temperaturverteilung bei eingeschalteten Lüftern und 170 °C Zieltemperatur .....	121
Abbildung 74: Zeitliche Temperaturverteilung bei eingeschalteten Lüftern und 190 °C Zieltemperatur .....	121
Abbildung 75: Zeitliche Temperaturverteilung bei eingeschalteten Lüftern und 210 °C Zieltemperatur .....	122
Abbildung 76: Zeitliche Temperaturverteilung bei eingeschalteten Lüftern und 230 °C Zieltemperatur .....	122
Abbildung 77: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 170 °C und 11 mm/min Vorschub .....	123
Abbildung 78: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 170 °C und 22 mm/min Vorschub .....	123
Abbildung 79: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 170 °C und 26 mm/min Vorschub .....	123
Abbildung 80: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 190 °C und 11 mm/min Vorschub .....	124
Abbildung 81: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 190 °C und 22 mm/min Vorschub .....	124
Abbildung 82: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 190 °C und 26 mm/min Vorschub .....	124
Abbildung 83: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 190 °C und 30 mm/min Vorschub .....	125
Abbildung 84: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 190 °C und 34 mm/min Vorschub .....	125
Abbildung 85: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 190 °C und 38 mm/min Vorschub .....	125
Abbildung 86: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 210 °C und 11 mm/min Vorschub .....	126
Abbildung 87: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 210 °C und 22 mm/min Vorschub .....	126
Abbildung 88: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 210 °C und 33 mm/min Vorschub .....	126
Abbildung 89: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 210 °C und 44 mm/min Vorschub .....	127
Abbildung 90: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 230 °C und 11 mm/min Vorschub .....	127
Abbildung 91: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 230 °C und 22 mm/min Vorschub .....	127
Abbildung 92: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 230 °C und 44 mm/min Vorschub .....	128
Abbildung 93: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 230 °C und 55 mm/min Vorschub .....	128

Abbildung 94: Ausschnitt des zweiten Druckverlaufs bei 190 °C und 22 mm/min	
Vorschub .....	130
Abbildung 95: Ausschnitt des dritten Druckverlaufs bei 190 °C und 22 mm/min	
Vorschub .....	130
Abbildung 96: Ausschnitt des vierten Druckverlaufs bei 190 °C und 22 mm/min	
Vorschub .....	130
Abbildung 97: Ausschnitt des zweiten Druckverlaufs bei 190 °C und 33 mm/min	
Vorschub .....	131
Abbildung 98: Ausschnitt des dritten Druckverlaufs bei 190 °C und 33 mm/min	
Vorschub .....	131
Abbildung 99: Ausschnitt des zweiten Druckverlaufs bei 210 °C und 22 mm/min	
Vorschub .....	131
Abbildung 100: Ausschnitt des dritten Druckverlaufs bei 210 °C und 22 mm/min	
Vorschub .....	132
Abbildung 101: Ausschnitt des vierten Druckverlaufs bei 210 °C und 22 mm/min	
Vorschub .....	132

## Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Einteilung der additiven Fertigungsverfahren nach dem Aggregatzustand der Ausgangsmaterialien (in Anlehnung an [4]) .....	5
Tabelle 2: Unternehmen und Forschungsinstitute für den indirekten Einsatz von Endloskohlefasern .....	8
Tabelle 3: Unternehmen und Forschungsinstitute für die getrennte Zufuhr von Fasern und Filament .....	10
Tabelle 4: Unternehmen und Forschungsinstitute für die gemeinsame Zufuhr von Fasern und Filament .....	11
Tabelle 5: Wichtige Parameter des Strangablageverfahrens .....	21
Tabelle 6: Eigenschaften des Ausgangsmaterials .....	22
Tabelle 7: Wärmeleitfähigkeiten der eingesetzten Werkstoffe und Gase .....	47
Tabelle 8: Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit des Betriebs der Lüfter .....	48
Tabelle 9: Emissionsgrad der Schmelzeinheit und der Düse des Druckkopfs .....	49
Tabelle 10: Überblick über drei unterschiedliche Viskositäts-Modelle (in Anlehnung an [112]) .....	64
Tabelle 11: Modelle zur Temperaturabhängigkeit der Viskosität .....	65
Tabelle 12: Werte des Cross-WLF Viskositätsmodells für PLA .....	68
Tabelle 13: Werte der Randbedingungen der Strömungssimulation .....	77
Tabelle 14: Werte der Randbedingungen der Wärmeübertragungssimulation .....	92
Tabelle 15: Technisches Datenblatt des WASP Delta 4070 [122] .....	112
Tabelle 16: Eigenschaften der wärmeisolierenden Platten (HIPAL) und Unterlegscheiben (HIPLA) [126] .....	116
Tabelle 17: Stationäre Temperaturen der Druckkopfbauteile in Abhängigkeit der Zieltemperatur bei ausgeschalteten Lüftern .....	119
Tabelle 18: Stationäre Temperaturen der Druckkopfbauteile in Abhängigkeit der Zieltemperatur bei eingeschalteten Lüftern .....	119
Tabelle 19: Mittelwerte und Standardabweichungen für den Druck, den Filamentvorschub und der Temperatur bei 190 °C und 22 mm/min Vorschub .....	129
Tabelle 20: Mittelwerte und Standardabweichungen für den Druck, den Filamentvorschub und der Temperatur bei 190 °C und 33 mm/min Vorschub .....	129
Tabelle 21: Mittelwerte und Standardabweichungen für den Druck, den Filamentvorschub und der Temperatur bei 210 °C und 22 mm/min Vorschub .....	129

## Formelzeichenverzeichnis

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
$\varepsilon$	—	Emissionsgrad
$T_g$	°C	Glasübergangstemperatur
$T_c$	°C	Kristallisationstemperatur
$T_m$	°C	Schmelztemperatur
$T_{dec}$	°C	Zersetzungstemperatur
$\rho$	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$	Dichte
$\lambda$	$\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}}$	Wärmeleitfähigkeit
$\dot{Q}$	W	Wärmestrom
$\dot{q}_x$	$\frac{\text{W}}{\text{m}^2}$	Wärmestromdichte
$\alpha$	$\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot \text{K}}$	Wärmeübergangskoeffizient
$C_p$	$\frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}}$	Spezifische Wärmekapazität
$K$	—	Permeabilität
$t_I$	—	Imprägnierzeit
$s$	—	Penetrationstiefe
$\eta$	Pa · s	Dynamische Viskosität
$n$	—	Fließexponent
$\dot{\gamma}$	$\frac{1}{\text{s}}$	Schergeschwindigkeit
$\tau$	Pa	Schubspannung
$\tau^*$	Pa	Kritische Schubspannung
$k$	—	Konsistenz
$r_M$	m	Radius der Heizpatronen
$l_M$	m	Mantellänge der Heizpatronen
$d_D$	mm	Düseninnendurchmesser
$\alpha_D$	°	Düsenwinkel
$l_D$	—	Länge des Düsenkanals
$l_F$	—	Länge der Fase
$d_{in}$	mm	Filamentdurchmesser
$d_{out}$	mm	Düsendurchmesser



$\dot{m}_{1in}, \dot{m}_{2in}, \dot{m}_{3in}$	$\frac{g}{min}$	Einlassmassenströme
$\dot{m}_{out}$	$\frac{g}{min}$	Auslassmassenstrom
$v_{in}$	$\frac{mm}{min}$	Eintrittsgeschwindigkeit/ Vorschubgeschwindigkeit
$v_{out}$	$\frac{mm}{min}$	Austrittsgeschwindigkeit
$\dot{V}_{1in}, \dot{V}_{2in}, \dot{V}_{3in},$	$\frac{mm^3}{min}$	Einlassvolumenströme
$\dot{V}_{out}$	$\frac{mm^3}{min}$	Auslassvolumenstrom

## Abkürzungsverzeichnis

3DP	Three Dimensional Printing (Dreidimensionales Drucken)
ABS	Acrylnitril-Butadien-Styrol-Copolymere
AddCompS	Additive Composite Structures <sup>TM</sup>
AM	Additive Manufacturing (Additive Fertigung)
CAD	Computer Aided Design (Computerunterstützte Konstruktion)
CAE	Computer Aided Engineering
CFD	Computational Fluid Dynamics (Numerische Strömungsmechanik)
CFF	Continuous Filament Fabrication
CFK	Carbonfaserverstärkter Kunststoff, auch: Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CLF	Continuous Fiber Lattice
DDK	Dynamische Differenzkalorimetrie
DLR	Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt
DM	Direct Manufacturing
DMLS	Direct Metal Laser Sintering
FDM	Fused Deposition Modeling <sup>TM</sup>
FEM	Finite-Elemente-Methode
FFF	Fused Filament Fabrication
FLM	Fused Layer Manufacturing
FVK	Faserverstärkter Kunststoff
HIPS	High-Impact Polystyrene
LMP	Layer Milling Process
LLM	Layer Laminat Manufacturing
LOM	Laminated Object Modelling
MJM	Multi-Jet Modeling
PEEK	Polyetheretherketon
PET	Polyethylenterephthalat
PLA	Poly lactide
PTFE	Polytetrafluorethylen
RP	Rapid Prototyping
RR	Rapid Repair

---

RT	Rapid Tooling
RTM	Resin Transfer Molding
STL	Standard Tessellation Language
TGA	Thermogravimetrische Analyse
UDF	User Defined Function (Benutzerdefinierte Funktion)

# 1 Einleitung

Die Additive Fertigung (AM) wird heutzutage in vielen Branchen, wie der Luft- und Raumfahrtindustrie sowie dem Werkzeug- und Formenbau oder der Automobilindustrie, erfolgreich zum Prototypenbau eingesetzt [1]. Die Möglichkeit geometrisch komplexe Bauteile mit vergleichsweise geringem Aufwand wirtschaftlich zu fertigen macht AM vorteilhaft gegenüber klassischen, materialabtragenden Fertigungsverfahren.

Das extrusionsbasierte Strangablageverfahren stellt dabei das meist angewendete additive Fertigungsverfahren dar und besitzt vielversprechende Möglichkeiten zur industriellen Anwendung [2]. Allerdings unterliegt das Strangablageverfahren aktuell Einschränkungen hinsichtlich der industriellen Anwendung in Bezug auf die Fertigung von Bauteilen mit hohen mechanischen und reproduzierbaren Eigenschaften [3]. Zur Optimierung der mechanischen Eigenschaften der Bauteile entwickelt das Deutsche Zentrum für Luft- und Raumfahrt (DLR) mit dem Additive Composite Structures-Druckkopf (AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopf) einen multimateriellen Druckkopf für das Strangablageverfahren, welcher den Ausgangspunkt für diese Arbeit bildet. Durch die direkte Einbringung von Endlosfasern und bis zu drei unterschiedlichen thermoplastischen Kunststofffilamenten innerhalb des Druckkopfs wird die Fertigung endlosfaserverstärkter Bauteile ermöglicht.

Damit die Bauteile im Strangablageverfahren des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs reproduzierbare Eigenschaften aufweisen und eine optimale Imprägnierung des Endloskohlefaserrovings mit thermoplastischer Schmelze gelingt, ist ein tiefgreifendes Verständnis über den komplexen Extrusionsprozess nötig. Aus diesem Grund wird in der vorliegenden Arbeit das Ziel der Erstellung eines validen Simulationsmodells zur Vorhersage der Temperatur- und Druckverteilung im Druckkopf in Abhängigkeit der wichtigen Prozessparameter verfolgt. Mit Hilfe des Simulationsmodells werden auf Basis der Prozessparameter Rückschlüsse hinsichtlich der Prozessstabilität und der Imprägnierung des Endloskohlefaserrovings gezogen. Hierzu werden in der vorliegenden Arbeit zunächst zahlreiche Versuche zu den thermischen, rheologischen und geometrischen Eigenschaften des Ausgangsmaterials des Extrusionsprozesses durchgeführt. Daraufhin werden die wichtigen Prozessparameter des Extrusionsprozesses identifiziert. In Abhängigkeit der wichtigen Prozessparameter werden numerische Simulationen in ANSYS 18.2 zur Bestimmung der Temperatur- und Druckverteilung innerhalb des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs durchgeführt. Dabei wird der Einfluss der wichtigen Prozessparameter auf den Extrusionsprozess durch eine geeignete Auswahl an Parametern bestimmt. Durch anschließende experimentelle Versuche zu den Temperatur- und Druckverteilungen innerhalb des Druckkopfs wird die Validität der Simulationen beurteilt. Anhand der experi-

mentellen und numerischen Ergebnisse wird die Konstruktion des Druckkopfs hinsichtlich der homogenen Wärmeverteilung, der Ausbildung eines Temperaturgradienten sowie geeigneter Strömungsbedingungen für die aufgeschmolzenen Filamente analysiert. Abschließend werden die Einflüsse konstruktiver Änderungen des Druckkopfs in Bezug auf die Temperaturverteilung durch die Anwendung alternativer Werkstoffe sowie auf die Druckverteilung durch Änderungen der Düsengeometrie und der Ausbildung unterschiedlicher Temperaturzonen aufgezeigt.

## 1.1 Gliederung

Nach der Einleitung folgen im zweiten Kapitel die Grundlagen der additiven Fertigung mit den Anwendungsarten und der Einteilung der additiven Fertigungsverfahren sowie der Vorstellung des Strangablageverfahrens.

Das dritte Kapitel thematisiert zunächst den Stand der Technik in der Verarbeitung von Endloskohlefasern innerhalb des Strangablageverfahrens. Daraufhin wird der AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopf und die Fertigungsinfrastruktur vorgestellt. Abschließend wird der aktuelle Stand in der Simulation des Strangablageverfahrens hinsichtlich der Wärmeverteilung und der Strömung innerhalb des Druckkopfs chronologisch aufgezeigt.

In dem vierten Kapitel folgt eine Einführung in die Simulation des Extrusionsprozesses innerhalb des Druckkopfs. Dazu werden zunächst die experimentell ermittelten thermischen, rheologischen und geometrischen Eigenschaften des Ausgangsmaterials aufgezeigt. Anschließend werden die wichtigen Prozessparameter des Extrusionsprozesses identifiziert.

Innerhalb des fünften Kapitels werden Wärmeübertragungssimulationen des Druckkopfs durchgeführt. Mithilfe der Simulationsergebnisse wird die Effizienz der Wärmeisolierung zwischen den Kühlkörpern und der Schmelzeinheit des Druckkopfs beurteilt. Im Anschluss daran wird ebenfalls der Einfluss der Lüfter auf die Temperaturverteilung des Druckkopfs untersucht. Sowohl die Effizienz der Wärmeisolierung, als auch der Einfluss der Lüfter auf die Temperaturverteilung innerhalb des Druckkopfs werden durch geeignete Versuche experimentell validiert. Ein weiteres wichtiges Resultat der Simulation stellt die Temperaturverteilung entlang des Strömungskanals der thermoplastischen Filamente dar.

Auf Basis der Temperaturverteilung entlang des Strömungskanals werden im sechsten Kapitel Strömungssimulationen zu den thermoplastischen Filamenten innerhalb des Druckkopfs durchgeführt. Der Einfluss der wichtigen Prozesskenngößen, wie die Vorschubgeschwindigkeit der Filamente oder die Temperatur des Druckkopfs, auf den Extrusionsprozess wird untersucht. Als Ergebnisse der Simulationen werden die Temperaturen, die Scherraten, die Viskositäten, die Strömungsgeschwindigkeiten sowie die Volumen- und Massenströme des

Polylactids (PLA) aufgezeigt. Weiterhin wird die Druckverteilung innerhalb der Schmelzeinheit als elementares Simulationsergebnis ermittelt und anhand experimenteller Versuche mit dem im Druckkopf integrierten Drucksensor validiert.

Im siebten Kapitel werden Konstruktionsanalysen zu dem Druckkopf in Bezug auf die Temperatur- und Druckverteilung durchgeführt. Die Konstruktionsanalyse hinsichtlich der Temperaturverteilung wird durch den Einsatz alternativer Werkstoffe für die Bauteile des Druckkopfs realisiert. Hingegen wird die Beeinflussung der Druckverteilung im Druckkopf durch geometrische Änderungen der Düse und durch die Ausbildung unterschiedlicher Temperaturzonen in der Schmelzeinheit und der Düse untersucht.

Das achte Kapitel beinhaltet die Zusammenfassung der Ergebnisse und schließt mit einer kritischen Auseinandersetzung der Arbeit sowie dem Aufzeigen weiterer Forschungsthemen im Ausblick ab.

## 2 Grundlagen der additiven Fertigung

Der Begriff Additive Fertigung umfasst alle Fertigungsverfahren, die Bauteile durch Auf- oder Aneinanderfügen von Volumenelementen, vorzugsweise schichtweise sowie automatisiert herstellen [4]. Im Gegensatz zu klassischen Verfahren können durch die Schichtbauweise komplexe Geometrien zur Gewichts- oder Funktionsoptimierung gefertigt werden. Die gegebene Designfreiheit geht mit einer starken Individualisierung von Produkten einher. Außerdem bietet diese Technologie die Chance zusätzliche Funktionen in das Bauteil zu integrieren. Eine hohe Automatisierbarkeit ermöglicht die kosteneffiziente Herstellung bei kleiner Stückzahl.

Folgend werden die Anwendungsarten der additiven Fertigungsverfahren erläutert. Daraufhin wird ein grober Überblick über die Einteilung der additiven Fertigungsverfahren gegeben. Letztlich wird, im Sinne der Aufgabenstellung, das Strangablageverfahren dargestellt.

### Anwendungsarten der additiven Fertigungsverfahren

Additive Fertigungsverfahren werden in vier Anwendungsarten eingeteilt (s. Abbildung 1). Die bekannteste und häufigste angewendete Art ist das Rapid Prototyping. Hierbei werden Musterbauteile erstellt, deren eingeschränkte Bauteileigenschaften nicht denen des Endprodukts gleichen. Diese Anwendungsart wird hauptsächlich innerhalb der Produktentwicklung eingesetzt, um Ideen schnell zu visualisieren und Iterationszyklen zu minimieren.

Rapid Tooling ermöglicht die Herstellung von Werkzeugen mit beispielsweise komplexen, konturnahen Kühlkanälen. Diese Anwendungsart wird hauptsächlich bei Kunststoffspritzwerkzeugen eingesetzt und führen zu reduzierten Zykluszeiten sowie verbesserten Bauteilgeometrien aufgrund des geringeren thermischen Verzugs.

Eine Anwendungsart der additiven Fertigung, bei der Reparaturen von Verschleißteilen durch den schichtweisen Auftrag von Material ermöglicht werden, nennt sich Rapid Repair. Diese, meist auf Metall als Ausgangsmaterial basierende, Technologie realisiert eine kosten- und zeiteffiziente Reparatur zur Erhöhung der Nutzungsdauer und Senkung der Betriebskosten des Verschleißteils.

Zuletzt wird die direkte Herstellung von Endprodukten Direct Manufacturing genannt. Die produzierten Endbauteile können nach einer Nachbehandlung wie marktübliche Produkte angewendet werden.



Abbildung 1: Begriffsgebäude der Additiven Fertigung (in Anlehnung an [3]; [4])

### Einteilung der additiven Fertigungsverfahren

Die Einteilung der additiven Fertigungsverfahren erfolgt innerhalb dieser Arbeit nach dem Aggregatzustand des Ausgangsmaterials (s. Tabelle 1). Die Ausgangsmaterialien werden daraufhin den unterschiedlichen Verfahrensgrundlagen zugeordnet und anschließend mit einer generischen Bezeichnung versehen. Letztlich sind die industriellen Bezeichnungen den generischen Bezeichnungen gegenübergestellt. Da die Beschreibung aller Fertigungsverfahren hinsichtlich der Aufgabenstellung nicht zielführend ist, richtet sich die Arbeit in allen Folgekapiteln auf das, der Untersuchung zugrundeliegende, Strangablageverfahren als Extrusionsverfahren.

Tabelle 1: Einteilung der additiven Fertigungsverfahren nach dem Aggregatzustand der Ausgangsmaterialien (in Anlehnung an [4])

Ausgangsmaterial		Verfahrensgrundlage	Generische Bezeichnung	Industrielle Bezeichnung
Feststoff	Draht	Aufschmelzen und Erstarren	Extrusionsverfahren	FDM, FFF, FLM, MJM
	Pulver	Aufschmelzen und Erstarren	Sintern Schmelzen	Selektives Lasersintern, DMLS
		Verkleben durch Binder	3D-Drucken	3DP, 3D Druck
	Folie/Platte	Ausschneiden und Fügen	Schicht-Laminat-Verfahren	LOM, LMP
Flüssigkeit	Paste	Polymerisation	Polymerisation	SLA
	Flüssigkeit		Stereolithographie	
	Aerosol	Abschneiden	Aerosol-Drucken	M3D
Gas	Gas	Chemische Reaktion	LCVD	



## Strangablageverfahren

Das Strangablageverfahren ist unter vielen Synonymen bekannt. Die bekannteste Bezeichnung lautet Fused Deposition Modeling und stellt das ehemals patentierte Strangablageverfahren des Unternehmens Stratasys aus dem Jahr 1991 dar [7].

Der Ausgangspunkt des Strangablageverfahrens ist ein 3D-CAD-Datensatz des zu fertigenden Bauteils. Daraus wird ein Volumenmodell durch Triangulation erstellt, welches die Oberfläche des Bauteils abbildet. Anschließend wird das Bauteil mittels einer Slicer-Software in Schichten gleicher Dicke aufgeteilt. Daraus ergibt sich ein G-Code, der die entsprechenden Konturdaten der x-y-Ebene sowie die Schichtdicke in z-Richtung für alle Z-Koordinaten enthält. Zur Fertigung des Bauteils, wird der G-Code an den Drucker übermittelt.

In der Abbildung 2 ist das Prinzip des Strangablageverfahrens präsentiert. Wie dargestellt, sind einige Drucker in der Lage zwei thermoplastische Ausgangsmaterialien zu verwenden. Mit dem ersten Material wird das Bauteil generiert und das zweite Ausgangsmaterial dient als Stützmaterial. Dieses Stützmaterial wird ausschließlich bei Hohlräumen in der Bauteilgeometrie oder bei Überhängen größer 45° eingesetzt und kann nach der Bauteilfertigung entfernt werden. Für den Fertigungsprozess wird das jeweilige Ausgangsmaterial durch die Förderräder der Filamentvorschubeinheiten von den Materialspulen gerollt und der Schmelzeinheit zugeführt. Dabei wird der Massenstrom im Fertigungsprozess über die Vorschubgeschwindigkeit des Filaments kontrolliert. In der Schmelzeinheit wird das thermoplastische Filament über eine Heizpatrone oberhalb der materialspezifischen Schmelztemperatur zur Erzeugung einer Polymerschmelze erhitzt. Schließlich wird der Kunststoff über die Düse, die direkt mit der Schmelzeinheit verschraubt ist, auf die Bauplattform extrudiert. Der Kunststoffstrang wird solange auf die vorherigen Schichten abgelegt, bis das Bauteil fertiggestellt ist. Üblicherweise bewegt sich der Druckkopf zur Ablage des Strangs in x- sowie y-Richtung und die neue Schicht wird durch die Bewegung der Bauplattform in z-Richtung ermöglicht.

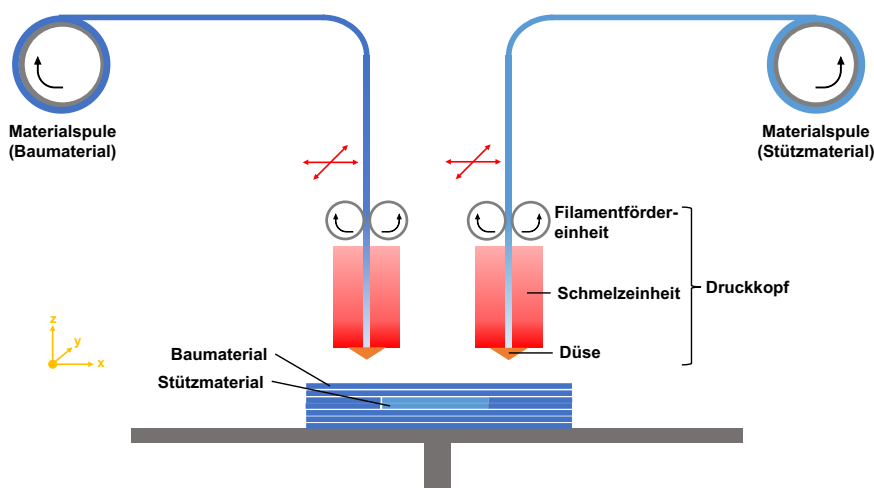


Abbildung 2: Prinzip des Strangablageverfahrens (in Anlehnung an [4])

### 3 Stand der Technik

In diesem Kapitel wird zunächst der aktuelle Stand der Technik zur Verwendung von Kohlefasern in dem Strangablageverfahren präsentiert. Aufgrund der geringen mechanischen Eigenschaften von gängigen Thermoplasten wird der Einsatz von Kohlefasern in dem Strangablageverfahren immer beliebter. Kohlefaserverstärkte Thermoplaste weisen ein höheres Festigkeit-Gewichtsverhältnis auf, wodurch das Potenzial der produzierten Bauteile über dem Rapid Prototyping hinausgehen. Die additive Fertigung ermöglicht eine Variation des Faservolumens im Bauteil, wodurch eine lokale Lastverteilung in der Anwendung generiert wird. Zusätzlich bietet die additive Fertigung den Vorteil, den Faserverschnitt von bis zu 30% in den üblichen Preformingprozessen zu vermeiden und ist daher ressourceneffizient [8].

Im Strangablageverfahren werden hauptsächlich zwei Arten von Kohlefasern verwendet. Zum einen Kurzkohlefasern, die in gängige Kunststoffe eingebettet sind und als Filament extrudiert werden und zum anderen Endloskohlefasern, die entweder mit einer thermoplastischen Ummantelung versehen und somit als Filament verwendet werden oder ohne weitere Vorbehandlung dem Strangablageprozess als Roving zugeführt werden. Da die Fasern der primär lasttragende Teil in Verbundwerkstoffen sind, ist es sinnvoll, die Fasern mit maximal möglicher Länge den Bauteilen zuzuführen. Aus diesem Grund wird im DLR ein multimaterieller Druckkopf entwickelt, der den Einsatz eines Endloskohlefaserrovings im Strangablageverfahren ermöglicht.

Im Anschluss an das Aufzeigen der Bestrebungen zur Einbindungen einer Endlosfaserverstärkung in das Strangablageverfahren wird die Fertigungsinfrastruktur des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs und der Druckkopf selbst näher erläutert. Daraufhin wird der aktuelle Stand in der Simulation des Strangablageverfahrens hinsichtlich der Temperaturverteilung und der Strömung der thermoplastischen Filamente innerhalb des Druckkopfs aufgezeigt.

#### 3.1 Endloskohlefaserverstärkte Verbundwerkstoffe im Strangablageverfahren

Sowohl Forschungsinstitute, als auch die Industrie erforschen den Einsatz von Endloskohlefasern im Strangablageverfahren zur Fertigung von endloskohlefaserverstärkten Verbundwerkstoffen. Hierbei werden grundsätzlich drei unterschiedliche Anwendungskonzepte verfolgt, die im Folgenden näher erläutert werden.

### 3.1.1 Indirekter Einsatz von Endloskohlefasern

Das erste Anwendungskonzept für Endloskohlefasern im Strangablageverfahren stellt die separate Ablage von Kohlefasern und Kunststofffilament dar (s. Abbildung 3). Im ersten Schritt wird das Bauteil aus Kunststofffilament aufgebaut. Dieses Bauteil sieht eine Einsparung vor, in die die Endloskohlefasern eingelegt werden. Anschließend wird die obere Hälfte des Bauteils mittels Kunststofffilament erzeugt, wodurch das gesamte Bauteil in Sandwichbauweise fertiggestellt wird. Zur Verbesserung der Imprägnierung der Kohlefasern sowie der Verbindung der oberen und unteren Hälfte wird das gesamte Bauteil üblicherweise im Ofen erhitzt. Nach der Entnahme des Bauteils aus dem Ofen ist dieses einsatzbereit.

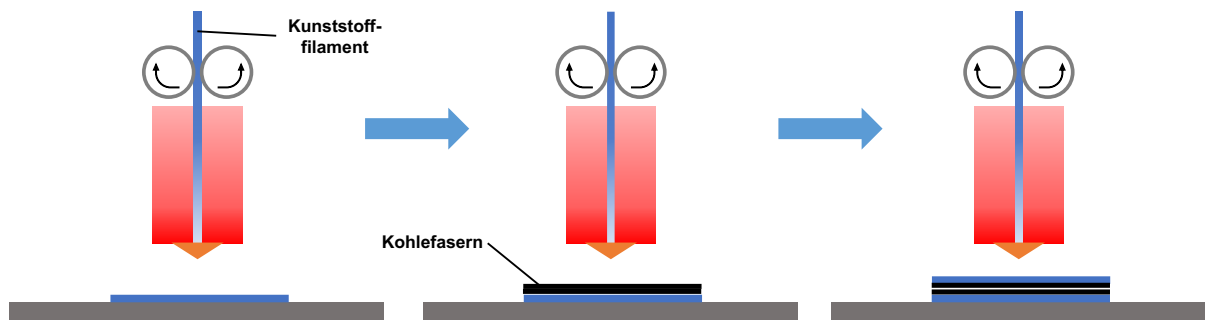


Abbildung 3: Indirekter Einsatz von Endloskohlefasern

Untersuchungen haben gezeigt, dass die mechanischen Eigenschaften der Bauteile dieses Anwendungskonzepts nur gering gegenüber reinen Thermoplast-Bauteilen gesteigert werden. Am Beispiel der Zugfestigkeit haben Mori (et. al.) nachgewiesen, dass kohlenstofffaser-verstärkte Zugproben mit diesem Verfahren mit 0,9 kN nur etwa doppelt so hohe Zugfestigkeiten erreichen wie reine ABS-Zugproben mit 0,4 kN [9]. Der Grund für die geringe Steigerung der mechanischen Eigenschaften liegt in der unzureichenden Imprägnierung der Kohlefasern [10]. Des Weiteren sind die langsamen Prozessgeschwindigkeiten sowie die zusätzlich notwendigen Prozessschritte von Nachteil.

Die Tabelle 2 zeigt Unternehmen und Forschungsinstitute, die den indirekten Einsatz von Endloskohlefasern im Strangablageverfahren erforschen.

Tabelle 2: Unternehmen und Forschungsinstitute für den indirekten Einsatz von Endloskohlefasern

Indirekter Einsatz von Endloskohlefasern		
Land	Unternehmen/ Forschungsinstitute	Quelle
Japan	Toyohashi University of Technology (Department of Mechanical Engineering)	[9]
USA	Impossible Objects	[11]
Schweiz	ETH Zürich (Lehrstuhl für Verbundwerkstoffen und adaptive Strukturen)	[12]

### 3.1.2 Getrennte Zufuhr von Fasern und Filament

Der Kern des zweiten Anwendungskonzepts liegt der getrennten Zufuhr von Endloskohlefasern und Kunststofffilament innerhalb des Druckkopfs zugrunde (s. Abbildung 4). Dabei wird die Endloskohlefaser dem Druckkopf meist seitlich zugeführt und durch das aufgeschmolzene, thermoplastische Filament im Extrusionsprozess ummantelt und mitgeführt. Somit wird die gleichzeitige Ablage von Kohlefaser und Kunststoff ermöglicht, aus der endloskohlefaserverstärkte Bauteile entstehen.

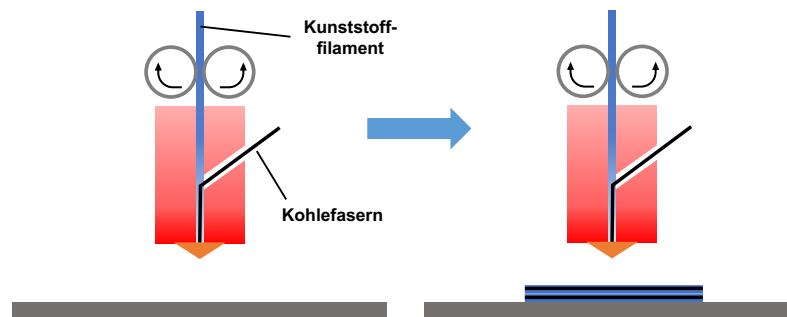


Abbildung 4: Getrennte Zufuhr von Fasern und Filament

Ein entscheidender Vorteil dieser Anwendung ist der Verzicht auf spezielles Halbzeug, wodurch die Materialkosten gering sind und den gesamten Fertigungsprozess kosteneffizient machen. Zusätzlich wird die Verwendung unterschiedlicher Ausgangsmaterialien ermöglicht. Allerdings sind die Prozessgeschwindigkeiten aktuell gering. Ein weiterer Nachteil stellt das Risiko der Beschädigung der Fasern bei der getrennten Zufuhr dar.

In Bezug auf den Fasergehalt im Bauteil erreicht der 3D-Fibreprinter des Fraunhofer Instituts für Produktionstechnik und Automatisierung ungefähr 10 Vol.-% [13]. Tian (et. al.) hingegen erzielten einen Faservolumengehalt von 27 % und Matsuzaki (et. al.) schätzen den maximalen Faservolumengehalt auf ungefähr 40 % bis 50 %, aufgrund der Notwendigkeit die Faser durch die Düsenöffnung zu führen ([14]; [15]).

Die Tabelle 3 zeigt Unternehmen und Forschungsinstitute, welche die getrennte Zufuhr von Endloskohlefasern und Kunststofffilament im Strangablageverfahren erforschen.

Tabelle 3: Unternehmen und Forschungsinstitute für die getrennte Zufuhr von Fasern und Filament

Getrennte Zufuhr von Fasern und Filament		
Land	Unternehmen/ Forschungsinstitute	Quelle
China	Xi'an Jiaotong University (State Key Laboratory for Manufacturing Systems Engineering)	([10]; [12]; [13])
China	Nanjing University of Aeronautics and Astronautics (College of Mechanical and Electrical Engineering)	([14]; [15])
Japan	Tokyo University of Science (Department of Mechanical Engineering)	([11]; [16])
Japan	Kure College und Western Region Industrial Research Center	[21]
USA	Orbital Composites	[22]
Deutschland	Technische Universität Braunschweig (Institut für Konstruktionstechnik)	([23]; [24])
Deutschland	Fraunhofer-Institut für Produktionstechnik und Automatisierung	([25]; [26]; [13])
Italien	Politecnico di Milano (Department of Aerospace Science and Technology)	[27]
Schweiz	ETH Zürich (Lehrstuhl für Verbundwerkstoffen und adaptive Strukturen)	[28]

### 3.1.3 Gemeinsame Zufuhr von Fasern und Filament

Das letzte Anwendungskonzept sieht die gemeinsame Zufuhr von Endloskohlefasern und Kunststofffilament im Druckkopf vor (s. Abbildung 5). Mit Hilfe eines vorgelagerten Prozessschrittes wird ein vorimprägnierter Endloskohlefaserverstrang erzeugt, der dem Strangablageverfahren als Ausgangsmaterial zugeführt wird. Das Bauteil kann vollständig aus endloskohlefaserverstärktem Kunststoff erstellt werden oder auch nur partiell verstärkt werden, indem das restliche Bauteil mit einem reinen Thermoplast über einen zweiten Druckkopf generiert wird.

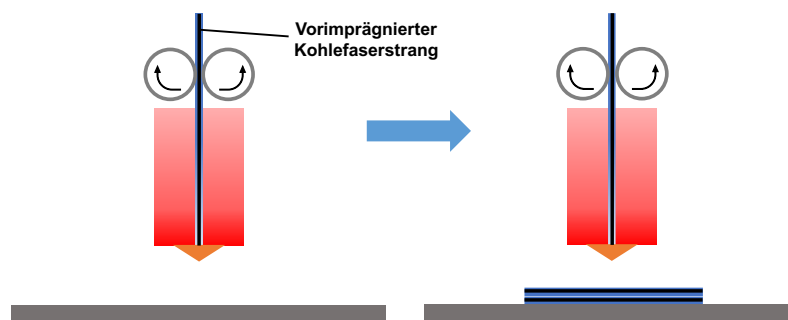


Abbildung 5: Gemeinsame Zufuhr von Fasern und Filament

Vorteile dieses Verfahrens liegen in den hohen Prozessgeschwindigkeiten, der guten Imprägnierung der Faser sowie des faserschonenden Vorschubs. Als Nachteilig ist allerdings die kosten- und zeitineffiziente Herstellung des vorimprägnierten Endloskohlefaserstrangs zu bewerten.

Anfang 2014 präsentierte das US-Unternehmen Markforged den ersten Drucker, Mark One, der endloskohlefaserverstärkte Verbundwerkstoffe im Strangablageverfahren fertigt. Die sogenannte Continuous Filament Fabrication (CFF) dieses Druckers beruht auf dem präsentierten Anwendungskonzept. Endloskohlefaserverstärkte Bauteile aus diesem FDM-Drucker weisen einen Faservolumengehalt von 36 Vol.-% auf und erreichen Biegespannungen von 680 MPa bei einer Dehnung von 1,1 % [29]. Mittlerweile sind Konkurrenten, wie Anisoprint, mit demselben Anwendungskonzept in den Markt eingestiegen. Die Tabelle 4 zeigt Unternehmen und Forschungsinstitute, welche die gemeinsame Zufuhr von Endloskohlefasern und Kunststofffilament im Strangablageverfahren erforschen.

Tabelle 4: Unternehmen und Forschungsinstitute für die gemeinsame Zufuhr von Fasern und Filament

Gemeinsame Zufuhr von Fasern und Filament		
Land	Unternehmen/ Forschungsinstitute	Quelle
China	Shanghai University (Rapid Manufacturing Engineering Center)	[10]
USA	Markforged	([29]; [19]; [20])
Russland	Anisoprint	[32]
Deutschland	Technische Universität Dresden (Institut für Leichtbau und Kunststofftechnik)	[33]
Deutschland	Universität Kaiserslautern (Institut für Verbundwerkstoffe)	[34]

### 3.2 AddCompS™-Drucker

Das Deutsche Zentrum für Luft- und Raumfahrt verfolgt unter dem Begriff Additive Composite Structures das Ziel, additive Fertigungsverfahren im Faserverbundleichtbau anzuwenden. Die Vision besteht darin, multimaterielle und mehrskalig funktionsintegrierte Leichtbaukomponenten zeit- und kosteneffizient herzustellen.

Ein AddCompS™-Projekt stellt die Entwicklung eines neuartigen Druckkopfs für das Strangablageverfahren dar. Dieser Druckkopf ermöglicht die Produktion von hochbelastbaren Bauteilen durch die Verstärkung des thermoplastischen Ausgangsmaterials mit Endloskohlefasern nach dem Anwendungskonzept der getrennten Zufuhr von Kohlefasern und Kunststofffilament. Die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens wird über die Verwendung von günstigen, industriellen Halbzeugen als Ausgangsmaterialien garantiert.

Für den Einsatz des neuartigen Druckkopfs wird ein WASP Delta 4070 Pro als Fertigungsinfrastruktur verwendet. In der Abbildung 6 ist der Drucker mit allen Komponenten dargestellt. Zusätzlich zu den gezeigten Komponenten wird ein Arduino Mikrocontroller zur elektronischen Ansteuerung des Druckers installiert. Im Gegensatz zu dem kartesischen Drucker aus Kapitel 2 basiert dieser Drucker auf der Delta Technologie. Zwar funktioniert der WASP Delta mit kartesischen Koordinaten, jedoch ist der Druckkopf mittels Doppelpleuelstangen an drei Schlitten mit Linearvorschub verbunden. Durch die jeweilige Auf- und Abbewegung der Schlitten anhand von Schrittmotoren und Zahnriemen wird die Position und Richtung des Druckkopfs gesteuert. Weitere Informationen über den Drucker sind dem technischen Datenblatt (s. Anhang A.1) zu entnehmen.

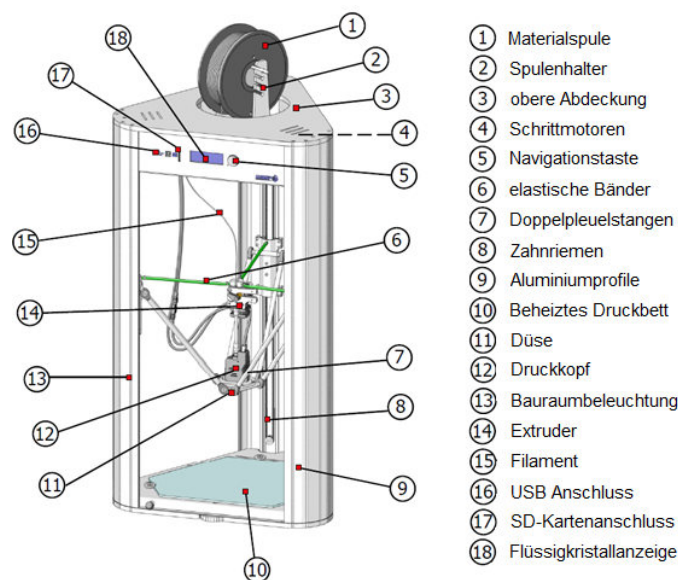


Abbildung 6: WASP Delta 4070 Pro

### 3.2.1 Druckkopf

Der neuentwickelte Druckkopf des AddCompS<sup>TM</sup>-Projekts beruht auf dem Anwendungskonzept der getrennten Zufuhr eines Endloskohlefaserrovings und thermoplastischen Kunststofffilamenten (s. Abbildung 7). Dabei können dem Druckkopf bis zu drei thermoplastische Filamente und eine faserverstärkende Komponente gleichzeitig zugeführt werden. Demzufolge erfolgt die Auswahl der geeigneten Ausgangsmaterialien individuell auf Basis der jeweiligen Anforderung. Die Abbildung 7 (b) zeigt alle Bauteile und die eingesetzten Werkstoffe des Druckkopfs in der Schnittdarstellung. Aufgrund der Schnittdarstellung ist nur eine der drei Filamentzufuhreinrichtungen gezeigt. Die Bauteile der Filamentzufuhr sind baugleich, jedoch um 120° verschoben, zu sehen in der fotografischen Abbildung 7 (a).

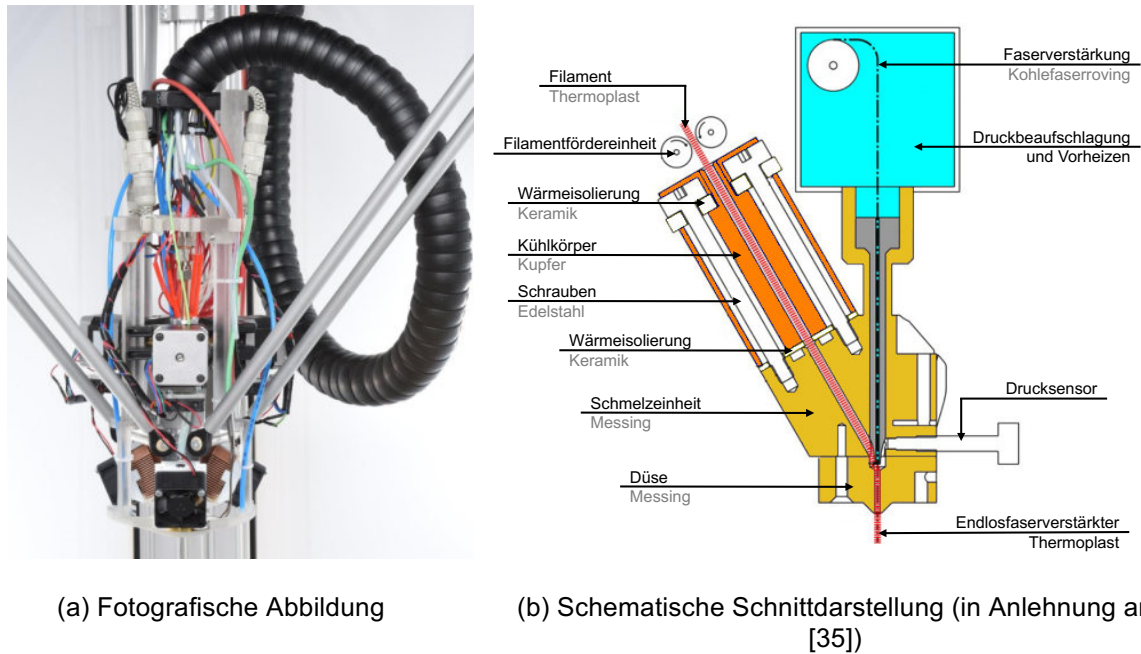


Abbildung 7: Aufbau des AddCompS™-Druckkopfs

Entgegen üblicher Druckköpfe für das Strangablageverfahren erfüllt dieser Druckkopf neben dem Vorschub und der Aufschmelzung des Filaments eine dritte Aufgabe: Den Vorschub des Kohlefaserrovings. Diese drei Aufgaben werden folgend näher erläutert, um den Extrusionsprozess des AddCompS™-Druckkopfs darzustellen.

### Vorschub des Filaments

Der Druckkopf nutzt drei industrielle Filamentfördereinheiten mit Schrittmotoren zur Förderung der drei thermoplastischen Filamente. Mittels der an den Schrittmotoren befestigten Förderräder werden die Filamente durch den Kanal des Kühlkörpers dem Druckkopf zugeführt.

### Aufschmelzung des Filaments

Sobald das Filament die Schmelzeinheit erreicht hat, beginnt die Aufschmelzung des Thermoplasts. Durch zwei 200 W Heizpatronen in der Schmelzeinheit und der Düse sowie einen un stetigen Zweipunktregler mit einem Temperatursensor wird die gewünschte Wärmeenergie zunächst in die beiden Bauteile geleitet. Diese Wärmeenergie wird daraufhin an die thermoplastischen Filamente weitergeleitet, welche nach Erreichung der Glasübergangstemperatur zähflüssig werden und nach Erreichen der Schmelztemperatur als Polymerschmelze vorliegen. Jene Polymerschmelze sammelt sich in der Schmelzkammer oberhalb der Düse an. Der Druck in der Schmelzkammer, ausgehend von der Polymerschmelze, kann durch den integrierten Drucksensor zur Prozessführung gemessen werden. Zusätzlich tritt die Polymerschmelze in der Schmelzkammer in Kontakt mit dem Kohlefaserroving.



### Vorschub des Kohlefaserrovings

Durch die Imprägnierung des Kohlefaserrovings mit der Polymerschmelze in der Schmelzkammer wird ein synchronisierter Vorschub der bis zu vier Ausgangsmaterialien anhand der Schrittmotoren realisiert. Dabei werden die Einflüsse auf die Imprägnierung der thermoplastischen Matrix in den Kohlefaserroving gemäß [36] durch das folgende modifizierte Darcy-Gesetz (1) beschrieben:

$$s = \sqrt{\frac{2 \cdot K \cdot \Delta P \cdot t_I}{\eta}} \quad (1)$$

mit der Penetrationstiefe  $s$ ,

der Permeabilität  $K$ ,

der Druckdifferenz  $\Delta P$  zwischen der thermoplastischen Schmelze und dem Umgebungsdruck

der Zeit der Imprägnierung  $t_I$  sowie

der Viskosität der Polymerschmelze  $\eta$

Gemäß der Formel (1) begünstigt eine hohe Permeabilität, eine hohe Druckdifferenz zwischen der thermoplastischen Schmelze im Druckkopf und dem Umgebungsdruck, eine lange Zeit der Imprägnierung sowie eine geringe Viskosität der Polymerschmelze die Imprägnierung des Kohlefaserrovings. Zur Steigerung der Permeabilität der Fasern mit der thermoplastischen Matrix werden diese Kohlefasern vor dem vertikalen Eintritt in den Druckkopf vorgeheizt. Die Hitze der Fasern diffundiert anschließend zu der thermoplastischen Matrix und verringert die Viskosität des PLAs [15]. Die Druckdifferenz zwischen der thermoplastischen Schmelze im Druckkopf und dem Umgebungsdruck wird durch geeignete Parameter der Extrusion beeinflusst. Dabei wird der vorherrschende Druck in der Schmelzkammer des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs durch den integrierten Drucksensor zur Prozessführung aufgenommen. Die Ausbildung unterschiedlicher Druckdifferenzen auf Grundlage der Parameter der Extrusion wird folgend in dieser Arbeit erörtert. Die Zeit der Imprägnierung sowie die Viskosität der Polymerschmelze werden ebenfalls über die Parameter der Extrusion beeinflussen, wobei die Viskosität stark von dem Ausgangsmaterial abhängt. Das Maß des Einflusses der Parameter der Extrusion auf die Viskosität wird ebenfalls untersucht, wobei die beste experimentell untersuchte Imprägnierung gemäß [37] bei Viskositäten unterhalb 30 Pa·s stattfindet. Sobald der Kohlefaserroving imprägniert ist, wird der endlosfaserverstärkte Thermoplast mittels des Vorschubs der Filamente anhand der Schrittmotoren durch die 1 mm große Düsenöffnung befördert und auf das Druckbett abgelegt. Zur Vermeidung des Aufstiegs der Polymerschmelze in die Kohlefaserrovingszufuhr wird diese Zufuhr druckbeaufschlagt. Dieses Aufsteigen der Schmelze ist zu vermeiden, weil der thermoplastische Kunststoff dort zufolge der niedrigen Temperaturen erstarrt und den Faservorschub blockiert. Zu-

sätzlich ergibt sich aus der Verwendung von Druckluft ein weiterer Vorteil in der Prozessführung, weil die Druckluft die Zufuhr des Kohlefaserrovings unterstützt.

### **Ziele bei der Konstruktion des Druckkopfs**

Ein Ziel bei der Entwicklung eines neuen Druckkopfs ist die Erstellung eines steilen Temperaturgradienten zwischen der Schmelzeinheit und den Kühlkörpern, um das unkontrollierte Aufschmelzen des thermoplastischen Filaments zu vermeiden. Dieser Temperaturgradient wird unter anderem durch die Verwendung von Wärmeisolationsscheiben aus Keramik sichergestellt. Die Wärmeisolationsscheibe ist zwischen der Schmelzeinheit und den Kühlkörpern positioniert und schränkt die Wärmeleitung aufgrund des niedrigen Wärmeleitkoeffizienten ein. Durch jeweils zwei Schrauben werden diese drei Bauteile miteinander verbunden. Damit die Schrauben möglichst wenig Wärme von der Verschraubung in der Schmelzeinheit an den Kühlkörper und die Kunststofffilamente leiten, sind die Bohrungen für die Schrauben vergrößert. Somit soll die Luft als thermischer Isolator die Wärmeübertragung zwischen den Schrauben und den Kühlkörpern minimieren. Unter den Schraubköpfen sind zusätzlich wärmeisolierende Unterlegscheiben montiert. Weiterhin dient die hohe Wärmeleitfähigkeit der Kühlkörper aus Kupfer sowie eine aktive Kühlung durch montierte Lüfter zur erhöhten Wärmeabgabe. Die Schmelzeinheit und die Düse bestehen aus Messing, um das System aufgrund der hohen spezifischen Wärmekapazität träge hinsichtlich Temperaturschwankungen zu gestalten. Des Weiteren wird durch die Werkstoffauswahl eine homogene Wärmeverteilung in der Schmelzeinheit und der Düse angestrebt.

### **Eigenschaften der produzierten Bauteile**

Die Abbildung 8 zeigt beispielhaft eine optische Vergrößerung des Querschnitts eines endloskohlefaserverstärkten Bauteils aus dem AddCompS<sup>TM</sup>-Drucker. Zu sehen ist die Einbettung des schwarzen Kohlefaserrovings in die thermoplastische Matrix, bestehend aus rotem und blauem PLA. Diese Faserverstärkung führt zu einer deutlichen Steigerung der Zugspannung der endlosfaserverstärkten Proben gegenüber den Zugproben aus reinem PLA bei geringerer Dehnung. [35]

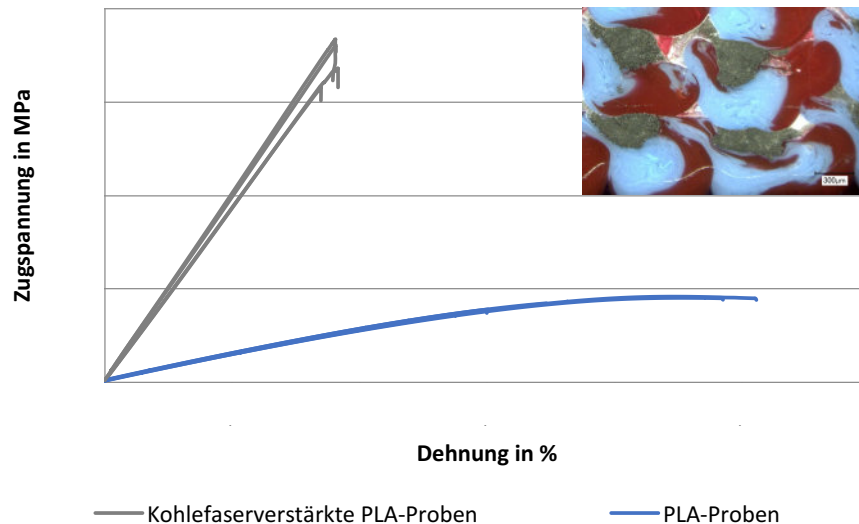


Abbildung 8: Eigenschaften der produzierten Bauteile des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckers (in Anlehnung an [35])

### 3.3 Simulation des Strangablageverfahrens

Folgend wird der aktuelle Stand in der Simulation des Strangablageverfahrens hinsichtlich der Wärmeverteilung und der Strömung innerhalb des Druckkopfs chronologisch aufgezeigt.

M. Atif Yardimci et al. haben als erste Forschergruppe im Jahr 1997 die thermischen Vorgänge innerhalb des Druckkopfs numerisch analysiert. Der Einfluss der Konstruktion und den Werkstoffen des Druckkopfs auf die Wärmeverteilung innerhalb des Druckkopfs wurde untersucht. Zusätzlich wurden die Temperaturfelder bei der Extrusion des Filaments bestimmt, woraufhin quantitative Rückschlüsse auf die Prozessstabilität getroffen wurden. [38]

Im Jahr 1999 haben N. Venkataraman et al. die ersten numerischen Strömungsanalysen für die Prozesse innerhalb des Druckkopfs durchgeführt. Der Druckverteilung innerhalb des Druckkopfs wurde in Abhängigkeit der Düsengeometrie und des Volumenstroms untersucht. Dabei wurde festgestellt, dass über 90 % des Druckabfalls innerhalb der Düse auftritt. Somit stellt die Düsengeometrie ein signifikanter Parameter für die Druckverteilung dar. Weiterhin konnten durch den Druckabfall Rückschlüsse auf die Knickung des Filaments zwischen dem Extruder und den Eintritt in den Heizkanal getroffen werden. [39]

In Anlehnung an die Untersuchung von N. Venkataraman et al. haben H. S. Ramanath et. al. im Jahr 2007 zwei wissenschaftliche Publikationen zum Druckabfall in Abhängigkeit des Düseninnendurchmessers, dem Düsenwinkel sowie der Vorschubgeschwindigkeit veröffentlicht. Der geringste Druckabfall wurde für PCL als Ausgangsmaterial bei den größten Düseninnendurchmessern und den größten Düsenwinkeln analytisch und numerisch verzeichnet. Außerdem wurde die Beziehung zwischen dem Druckabfall und der benötigten Kraft des Extruders zum Vorschub des Filaments festgestellt. ([40]; [41])

Mark Roxas und Stephen Ju haben im Jahr 2008 ebenfalls auf Grundlage von PCL als Ausgangsmaterial den Druckabfall in Abhängigkeit des Düseninnendurchmessers, dem Düsenwinkel sowie der Länge des Heizkanals analytisch und numerisch untersucht. Zur Optimierung der Oberflächenrauheit der gefertigten Bauteile wurde ein 0,3 mm Düseninnendurchmesser und ein Düsenwinkel von  $120^\circ$  vorgeschlagen. Zudem wurde das Strangaufweitungsverhältnis der thermoplastischen Schmelze nach Düsenaustritt in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit analysiert. Das höchste Strangaufweitungsverhältnis von 32 % wurde bei einer Vorschubgeschwindigkeit von 0,00078 m/s verzeichnet. [42]

Im Jahr 2009 haben Mostafa Nikzad et. al. die Strömung eines Filaments aus ABS mit Eisenpartikeln für das Strangablageverfahren numerisch untersucht. Die zwei- und dreidimensionalen Strömungsanalysen erbrachten auf Grundlage von rheologischen Untersuchungen des Filaments Informationen über die Temperatur, die Strömungsgeschwindigkeit des Filaments sowie den Druckabfall innerhalb des Druckkopfs. Die Untersuchung liefert vielversprechende Ergebnisse zur Verwendung von Metall-Kunststoff-Verbundwerkstoffen in dem Strangablageverfahren. [43]

Oskar Zemčík et. al. lieferten im Jahr 2011 experimentelle und numerische Ergebnisse zur Wärmeverteilung von zwei Konstruktionen des Druckkopfs. Als Resultat zeigte sich eine kurze Schmelzeinheit vorteilhaft für die Wärmeverteilung innerhalb des Druckkopfs. [44]

N.Sa'ude et. al. haben im Jahr 2014 verschiedene Ausgangsmaterialien, wie ABS, PP, HDPE und ABS-Eisen hinsichtlich der Wärmeverteilung und Strömung innerhalb des Druckkopfs untersucht. Dabei wurde festgestellt, dass der Druckabfall, die Strömungsgeschwindigkeit sowie die Temperatur der Schmelze stark vom Ausgangsmaterial abhängen. ([30]; [31])

Ähnlich zu Mark Roxas und Stephan Ju untersuchte Alankar Agrawal im Jahr 2014 den Druckabfall in Abhängigkeit des Düseninnendurchmessers, dem Düsenwinkel sowie der Länge des Heizkanals analytisch und numerisch auf Basis von PCL als Ausgangsmaterial. Allerdings empfiehlt Agrawal einen Düseninnendurchmesser von 0,2 mm und einen Düsenwinkel von  $120^\circ$ , um höhere Bauteilqualitäten zu erreichen. [47]

Im Rahmen einer Neuentwicklung für eine koaxiale Düse führte Adam C. Taylor im Jahr 2015 Strömungsanalysen zur Validierung der Düsenkonstruktion durch. ([34]; [35])

R. Jerez-Mesa et al. untersuchten im Jahr 2015 und 2016 den Einfluss der Kühlkörpergeometrie sowie den Einfluss des Lüfters auf die Wärmeverteilung des Druckkopfs. Die Simulationen zeigten, dass eine neue Kühlkörpergeometrie zu einer besseren Wärmeabgabe des Kühlkörpers und geringeren Temperaturen in den Kühlkörpern führt. In Bezug auf den Lüfter wurden die geringsten Temperaturen im Kühlkörper bei den höchsten Luftströmungen numerisch ermittelt und experimentell validiert. ([50]–[52])

Mit PLA als Ausgangsmaterial untersuchten Aiman Sukindar et. al. im Jahr 2015 den Einfluss des Düseninnendurchmessers auf den Druckabfall, den geometrischen Fehler sowie die Extrusionszeit. Da der Düseninnendurchmesser den Druckabfall signifikant beeinflusst, wird auf Basis weiterer Faktoren, wie der Bauteilqualität, eine Düse mit 0,3 mm Innendurchmesser empfohlen. Innerhalb einer weiteren Veröffentlichung wurde, ebenfalls mit PLA als Ausgangsmaterial, der Einfluss des Düsenwinkels auf den Druckabfall untersucht. Das Optimum wurde bei dem natürlichen Konvergenzwinkel von 130° festgestellt ([39]; [40]). Im Jahr 2017 veröffentlichten Aiman Sukindar et. al. eine Studie zur Untersuchung der Temperaturverteilung des Druckkopfs und des Fließverhaltens des Materials im Inneren des Druckkopfs. Das Ziel der Untersuchung stellt die Ermittlung der optimalen Prozesstemperatur dar, die mit 190 °C als Ergebnis empfohlen wird. [55]

Thomas Hofstätter untersuchte im Jahr 2015 die Grenzen der Verkleinerung des Düseninnendurchmessers, um die Oberflächenrauheit der gedruckten Bauteile zu minimieren. Mit ABS als Ausgangsmaterial wurden nach einer experimentellen Kalibrierung Strömungssimulationen mit unterschiedlichen Düseninnendurchmesser durchgeführt. ([56]–[58])

Zusätzlich untersuchten Adrian Eugenio Nauta Nauta und Marcelo Roberto Vergara Idrovo im Jahr 2017 das Strömungsverhalten von ABS und PLA als Ausgangsmaterialien für das Strangablageverfahren. Dabei wurde die Korrelation zwischen der Temperatur und geometrischen Genauigkeit sowie der Oberflächenrauheit der Bauteile für beide Ausgangsmaterialien aufgezeigt. [59]

Ähnlich R. Jerez-Mesa et al. untersuchten Onur Gunel et. al. im Jahr 2017 den Einfluss der Kühlkörpergeometrie und den Einfluss der Luftführung des Lüfters auf die Temperaturverteilung in dem Kühlkörper. Als Ergebnis wurde gezeigt, dass der Einfluss der Kühlkörpergeometrie größer ist als der Einfluss der Luftführung. ([60]; [61])

Im Jahr analysierten auch Munna Kumar et. al. das thermische Verhalten der Kühlkörper eines Druckkopfs. Zur Optimierung wurden unterschiedliche Kühlrippenprofile untersucht, wobei die geringsten Temperaturen mit kreisförmigen Rippen erreicht wurden. [62]

Jamison Go et. al. führten im Jahr 2017 Strömungsanalysen an einem Druckkopf durch, um die maximalen Volumen- und Massenströme zu ermitteln. [63]

Zusätzlich untersuchten Shanling Han et. al. im Jahr 2017 einen neuen multimateriellen Druckkopf zum Druck unterschiedlicher Farben. Zur Ermittlung geeigneter Vorschubgeschwindigkeiten und geeigneter Temperaturen wurden Strömungssimulationen durchgeführt. [64]

Abid Haleem et. al. untersuchten im Jahr 2017 den Einfluss des Düsenwinkels und des Düseninnendurchmessers auf den Druckabfall über der Düse und deren Auswirkung auf das

Schmelzflussverhalten von PLA. Die numerischen Ergebnisse legen dar, dass der optimale Düsenwinkel  $120^\circ$  und der Düseninnendurchmesser 0,2 mm beträgt. [65]

Abschließend untersuchten Artur Prusinowski et. al. im Jahr 2017 einen neuen Druckkopf zur Produktion von kurzfaserverstärkten Kunststoffen. Hierzu wurden Strömungssimulationen zur Untersuchung der Wärmeverteilung des Druckkopfs und zur Untersuchung der Strömung innerhalb des Druckkopfs durchgeführt. Mit den Simulationsergebnissen wurde die Konstruktion des Druckkopfs validiert. [66]

## 4 Einführung in die Simulation des Druckkopfs

Der aktuelle Forschungsstand in der Darstellung des Strömungsverhaltens des thermoplastischen Ausgangsmaterials hat gezeigt, dass die Genauigkeit theoretischer, mathematischer Modelle des Druckkopfs nicht zufriedenstellend ist. Daher werden numerische Verfahren zur Wärmeübertragungs- und Strömungssimulation des Druckkopfes empfohlen [42]. Auf dieser Basis werden die folgenden Wärmeübertragungs- und Strömungssimulationen mit ANSYS Workbench v18.2 in der Finite-Elemente-Methode und Finite-Volumen-Methode durchgeführt.

Gemäß der Zielstellung dieser Arbeit, zum einen die Temperaturverteilung im gesamten Druckkopf darzustellen und zum anderen das Strömungsverhalten des thermoplastischen Filaments zu simulieren, werden zwei Simulationsmodelle mit unterschiedlichen Diskretisierungsverfahren erstellt. Dabei wird zunächst eine Wärmeübertragungssimulation in der Finite-Elemente-Methode zur Untersuchung der Temperaturverteilung im gesamten Druckkopf durchgeführt. Ein Ergebnis dieser Simulation stellt die Temperaturverteilung entlang der Strömungskanäle des Druckkopfs dar. Mit Hilfe dieser Temperaturverteilung wird im Anschluss eine Strömungssimulation durch die Finite-Volumen-Methode realisiert. Diese Strömungssimulation bildet den Extrusionsprozess des thermoplastischen Kunststoffes innerhalb des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs ab. Ein Großteil der Simulationen wird stationär durchgeführt, da der Druckkopf im Betrieb hinsichtlich der Temperaturverteilung und der Extrusion nicht hochdynamisch ist. Weil die Zielstellung der Arbeit in der Untersuchung der Temperatur- und Druckverteilung innerhalb des Druckkopfs liegt, wird der Austritt der Polymerschmelze aus der Düse nicht simuliert. Für fortführende Informationen über die Simulation des Bauteilaufbaus im Strangablageverfahren wird auf die Literatur verwiesen ([67]–[71]). Als Ausgangsmaterial des Extrusionsprozesses wird das Filament aus Polyactid (PLA) untersucht, weil dieses Ausgangsmaterial geeignete thermische sowie rheologische Verarbeitungseigenschaften aufweist und aktuell im AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopf angewendet wird. Der Kohlefaser-rovings wird in dieser Masterarbeit hingegen nicht simuliert, weil angenommen wird, dass der Einfluss des Kohlefaserrovings auf die Temperatur- und Druckverteilung im Druckkopf gering ist. Zusätzlich bietet die Temperatur- und Druckverteilung im Druckkopf durch die thermoplastische Schmelze die Möglichkeit, Rückschlüsse auf die Imprägnierung des Kohlefaserrovings zu ziehen. Die Ergebnisse der Strömungssimulation geben Auskunft über die Temperatur, die Scherung, die Viskosität sowie die Strömungsgeschwindigkeit und die Volumen-/Massenströme der Filamente innerhalb des Druckkopfs. Weiterhin werden die Druckverteilungen innerhalb des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs zufolge des Strömungswiderstands des

PLAs ermittelt, sodass Rückschlüsse auf die benötigte Leistung der Schrittmotoren zur Förderung der Filamente gemacht werden.

Im Allgemeinen zeigen alternative Untersuchungen einen begrenzten Grad der experimentellen Validierung der Temperatur- und Druckverteilung innerhalb des Druckkopfes. Allerdings stellt die Validierung eine notwendige Maßnahme dar, um die komplexen Prozesse innerhalb des Druckkopfs mit den Simulationsergebnissen realitätsnah abzubilden. Aus diesem Grund werden geeignete Experimente zur Kalibrierung der Simulationen vollzogen. Im Anschluss an die Simulationen werden zusätzlich experimentelle Versuche zum Nachweis der Validität der Simulationsmodelle durchgeführt. Bevor die Simulationen des Druckkopfs durchgeführt werden, werden zunächst die wichtigen Parameter des Strangablageverfahrens identifiziert und näher erläutert, um ein tieferes Verständnis für den Extrusionsprozess zu ermöglichen.

## 4.1 Parameter des Strangablageverfahrens

In dem Strangablageverfahren gibt es zahlreiche Parameter, die einen wichtigen Einfluss auf die Extrusion und das fertige Bauteil haben (s. Tabelle 5). Zunächst werden die thermischen, rheologischen und geometrischen Eigenschaften des Ausgangsmaterials aufgezeigt. Die Extrusion wird hauptsächlich durch die Prozessparameter der Temperatur des Druckkopfes und der Vorschubgeschwindigkeit beeinflusst. Hingegen wirken die Temperatur des Druckbetts sowie des Strangs, die Zeit zwischen den Schichtungen, die Stranghöhe, die Strangbreite, die Strangüberlappung, das Füllmuster und der Füllungsgrad maßgeblich auf die Bauteileigenschaften ein. Im Hinblick auf die Zielstellung der Arbeit werden im Anschluss an die Eigenschaften des Ausgangsmaterials die Prozessparameter der Extrusion näher erläutert. Für die Einflüsse der Prozessparameter des Bauteilaufbaus wird auf die Literatur verwiesen ([72]; [73]).

Tabelle 5: Wichtige Parameter des Strangablageverfahrens

Ausgangsmaterial	Prozessparameter	
	Extrusion	Bauteilaufbau
Thermische Eigenschaften	Temperatur des Druckkopfes	Temperatur des Druckbetts und des Strangs
Rheologische Eigenschaften	Vorschubgeschwindigkeit	Zeit zwischen Schichtungen
Geometrische Eigenschaften		Stranghöhe
		Strangbreite
		Strangüberlappung
		Füllmuster
		Füllungsgrad



### 4.1.1 Eigenschaften des Ausgangsmaterials

Die Eigenschaften des Ausgangsmaterials beeinflussen den Extrusionsprozess maßgeblich. Aus diesem Grund werden folgend die thermischen sowie die komplexen rheologischen und geometrischen Eigenschaften des teilkristallinen, thermoplastischen Filaments aus PLA aufgezeigt, die zur Strömungssimulation benötigt werden (s. Tabelle 6).

Tabelle 6: Eigenschaften des Ausgangsmaterials

Thermische Eigenschaften	Rheologische Eigenschaften	Geometrische Eigenschaften
Glasübergangstemperatur	Viskosität	Filamentdurchmesser
Kristallisationstemperatur		Rundheit
Schmelztemperatur		
Degradationstemperatur		
Wärmeleitfähigkeit		
Spez. Wärmekapazität		
Spez. Volumen, Dichte und Molekülmasse		

Alle Versuche innerhalb dieses Kapitels wurden an PLA-Filament der Firma „Das Filament“ durchgeführt, welches im AddCompS<sup>TM</sup>-Drucker verwendet wird. Die Firma „Das Filament“ bezieht das Granulatmaterial von der Firma „NatureWorks“ für die Filamentherstellung [74]. Mittels des Fourier-Transformations-Infrarotspektrometers (FTIR) Tensor 27 des Herstellers Bruker wird zunächst nachgewiesen, dass dem Granulatmaterial keine weiteren Zusätze zur Herstellung des Filamentmaterials beigefügt wurde (s. Abbildung 9). So gleicht das, in Rot dargestellte, Signal der transmittierten Infrarotstrahlung des Filamentmaterials dem, in Blau dargestellten, Signal des Granulatmaterials. Diese Untersuchung sowie die Bestimmung der Dichte, der Restfeuchtigkeit und der spezifischen Wärmekapazität des PLAs bauen auf die Messergebnisse der Firma Röchling auf, welche im Rahmen eines Prüfauftrags entstanden.

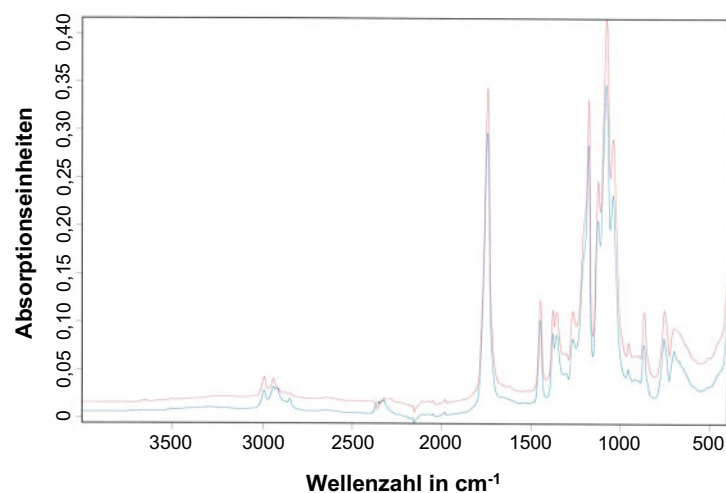


Abbildung 9: Ergebnis des Fourier-Transformations-Infrarotspektrometers

## Thermische Eigenschaften

### **Dynamische Differenzkalorimetrie (DDK)**

Die Dynamische Differenzkalorimetrie (DDK) wird zur thermischen Charakterisierung von Materialien angewendet. Im Falle teilkristalliner, thermoplastischer Kunststoffe sind insbesondere die Ermittlung der Glasübergangstemperatur  $T_g$ , der Kristallisationstemperatur  $T_c$  sowie der Schmelztemperatur  $T_m$  von Interesse. Diese materialspezifischen Temperaturen resultieren aus den strukturellen Phasenumwandlungen des Polymers und wird über die Wärmestromdifferenz einer PLA-Probe zum Referenzbehälter bei einer kontinuierlichen Wärmezufuhr erfasst. Dabei werden die PLA-Proben nicht vorgetrocknet, um das reale Schmelzverhalten in dem Druckkopf abzubilden. Die Untersuchung wird an dem DSC 1 der Firma Mettler-Toledo nach der Norm DIN EN ISO 11357-3 [75] mit einer Heizrate von 10 K/min durchgeführt.

Die Ergebnisse der Dynamischen Differenzkalorimetrie sind in der Abbildung 10 dargestellt. Das PLA-Filament besitzt eine Glasübergangstemperatur  $T_g$  bei 59,57 °C, zu sehen an der ersten endothermen Stufe. Unterhalb dieser Glasübergangstemperatur weist das PLA einen festen Aggregatzustand auf. Ab der Glasübergangstemperatur und bei weiterer Erwärmung nimmt das PLA einen zähflüssigen Zustand an. Die Rekristallisation des teilkristallinen Thermoplasts findet in einer exothermen Reaktion statt und erreicht den Höchstwert bei 115,59 °C. Durch das Integral wird die Kristallisationsenthalpie von ungefähr -22,15 J/g ermittelt. Abschließend beträgt die Schmelztemperatur  $T_m$  149,63 °C, zu sehen an der endothermen Reaktion mit einer Schmelzenthalpie von ungefähr 22,66 J/g. Ab der Schmelztemperatur liegt das PLA mit einem flüssigen Aggregatzustand vor und kann extrudiert werden. Die ermittelten Werte für PLA werden in ([76]–[78]) bestätigt.

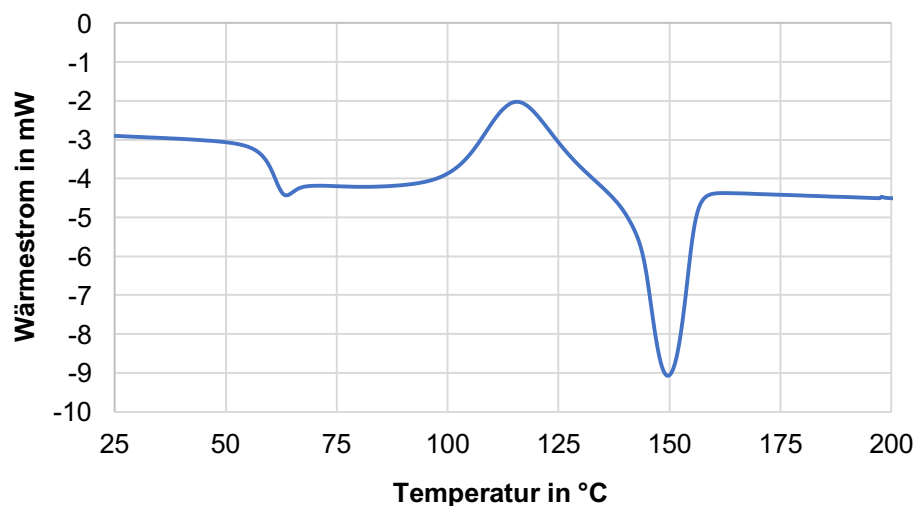


Abbildung 10: Dynamische Differenzkalorimetrie des PLA-Filaments

### Thermogravimetrische Analyse (TGA)

Bei Thermogravimetrischen Analysen (TGA) wurde nachgewiesen, dass eine starke Degradation und der damit einhergehende Masseverlust von PLA Filament erst bei Temperaturen über 260 °C beginnt ([79]–[82]). Zur Überprüfung dieser Degradationstemperatur werden Untersuchungen mit dem PLA-Filament an dem TGA 2 der Firma Mettler-Toledo nach der Norm DIN EN ISO 11358 [83] durchgeführt. Zunächst werden Proben des Ausgangsmaterials mittels des Skalpells hergestellt. Da die Degradation temperatur- und zeitabhängig ist, wird der Massenverlust des unkonditionierten PLAs bei drei unterschiedlichen Heizraten, 1 K/min, 10 K/min sowie 50 K/min, ermittelt. Durch die unterschiedlichen Heizraten wird der Einfluss des Temperaturverlaufs auf die Degradation berücksichtigt. Bei allen Heizraten werden die Proben von 30 °C auf die Maximaltemperatur von 600 °C erhitzt. Zusätzlich werden die Versuche für die unterschiedlichen Heizraten jeweils in Stickstoff und Sauerstoff Atmosphären durchgeführt, um den Einfluss der Umgebungsbedingungen zu berücksichtigen.

Die Ergebnisse der Thermogravimetrischen Analysen sind in der Abbildung 11 dargestellt. In Folge höherer Heizraten wird die Degradationskurve entlang höherer Temperaturen verschoben. Der Grund für diese Verschiebung ist die niedrige Wärmeleitfähigkeit des PLAs. Während der Temperatursensor in dem metallischen Tiegel schnell Wärme aufnehmen kann, ist die PLA-Probe träge hinsichtlich der Wärmeaufnahme. Demzufolge ist die Degradationskurve der geringsten Heizrate als valide zu bewerten, weil der PLA-Probe genug Zeit gegeben wird, um die Wärme aufzunehmen. Aufgrund dessen wird das charakteristische Degradationsverhalten des PLAs anhand der geringsten Heizrate folgend erläutert. Ab der Degradationstemperatur von 240 °C setzt bei allen Versuchsbedingungen die Degradation des Filaments ein, gekennzeichnet durch den beginnenden, exponentiellen Masseverlust. Bei der geringsten Heizrate von 1 K/min nimmt der Masseverlust ab 280 °C stark exponentiell zu, sodass der Masseverlust der Probe zwischen 300 °C und 340 °C über 85% beträgt. Dieser starke Masseverlust ist durch die Selbstentzündung der PLA-Probe begründet. Demzufolge beträgt die Selbstentzündungstemperatur des PLA-Filaments 280 °C. Zusätzlich verläuft der Selbstentzündungsprozess unter Sauerstoffatmosphäre schneller als unter Stickstoffatmosphäre. Grund dafür ist, dass der Selbstentzündungsprozess unter Sauerstoffatmosphäre einer starken exothermen Reaktion und unter Stickstoffatmosphäre einer endothermen Reaktion unterliegt. Zusätzlich zeigt die Thermogravimetrische Analyse unter Sauerstoffatmosphäre, dass das Filamentmaterial ein Flammenschutzmittel enthält. Dieses Flammenschutzmittel hemmt die exotherme Selbstentzündung der PLA-Probe, indem der Wärmestrom reduziert wird. Schließlich konvergiert der Masseverlust gegen 99% bei Temperaturen oberhalb 340 °C.

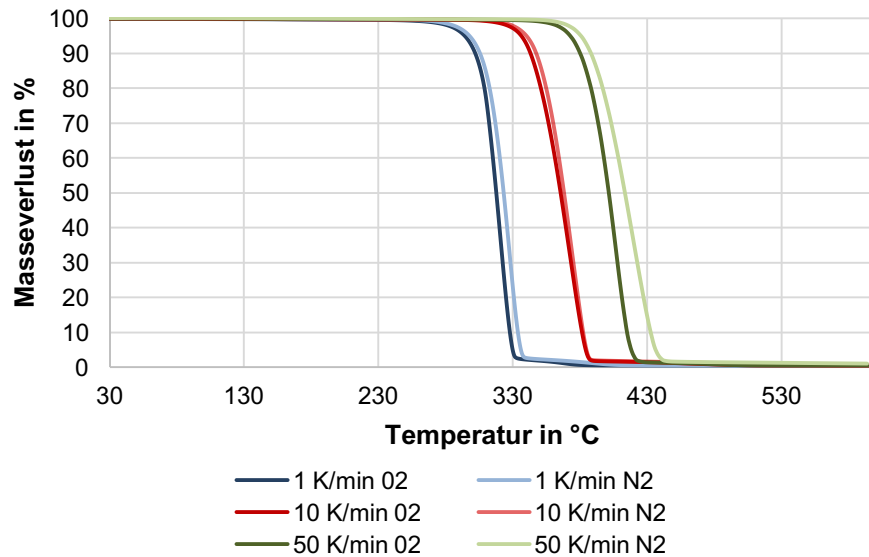


Abbildung 11: Thermogravimetrische Analysen des PLA-Filaments

Zur weiteren Untersuchung der zeitabhängigen Degradation werden PLA-Proben unter isothermen Bedingungen geprüft. Dazu werden die Proben bei vier definierten Temperaturen (170 °C, 190 °C, 210 °C sowie 230 °C) über eine Stunde gehalten und der Masseverlust gemessen. Zur realistischen Wiedergabe des Materialverhaltens im Druckkopf werden die Proben nicht vorkonditioniert. Zur Referenz des Feuchtigkeitsgehalts des Filaments werden Proben zunächst bei 120 °C über 46 Stunden gehalten und der Masseverlust mittels Feinwaage ermittelt. Demzufolge beträgt die Restfeuchtigkeit des Filaments 0,52 %. Die Ergebnisse der isothermen Versuche sind in der Abbildung 12 dargestellt. Bei 170 °C beträgt der Masseverlust nach einer Stunde -0,1154 % aufgrund des Verlusts an Feuchtigkeit. Infolge höherer Temperaturen nimmt der Masseverlust, begründet durch die höhere Feuchtigkeitsabgabe, stetig zu. Bei dem Vergleich der Kurven für 210 °C und 230 °C fällt auf, dass sich der Kurvenverlauf, aufgrund zusätzlicher Degradation, erst nach ca. 400 Sekunden ändert. Weil davon auszugehen ist, dass das PLA im Strangablageprozess nur wenige Sekunden in dem Druckkopf verweilt, ist die zusätzliche Degradation bei 230 °C nicht kritisch. In einer alternativen Untersuchung war der Masseverlust des PLAs auch bei 240 °C kaum zeitabhängig [76]. Insgesamt ist der Masseverlust bei den vier Temperaturen 170 °C, 190 °C, 210 °C und 230 °C als sehr niedrig zu deuten. Gemäß den vorherigen Versuchen mit unterschiedlichen Heizraten wird allerdings empfohlen, Temperaturen höher als 240 °C aufgrund des exponentiellen Anstiegs der Degradation zu vermeiden.

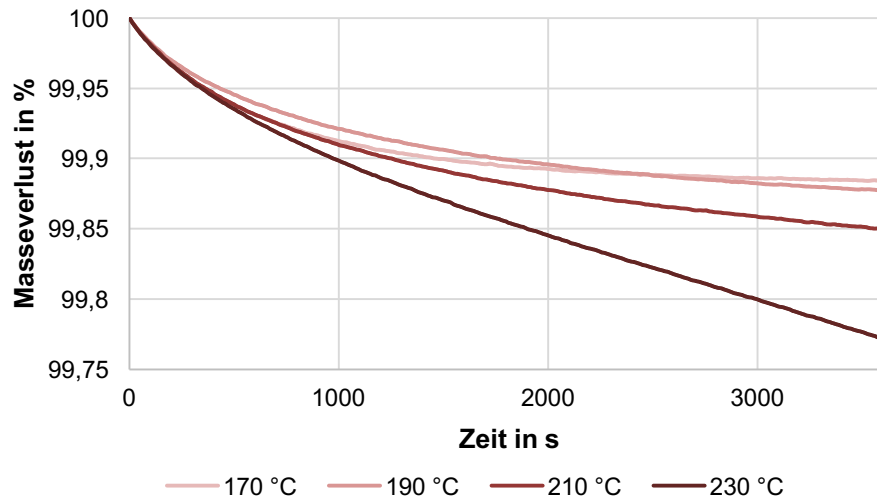


Abbildung 12: Isotherme Thermogravimetrische Analyse des PLA-Filaments

### **Wärmeleitfähigkeit**

Die Wärmeleitfähigkeit eines teilkristallinen Thermoplasten ändert sich mit der Temperatur der Schmelze [84]. Aufgrund der fehlenden Messtechnik sowie der Annahme, dass sich die Wärmeleitfähigkeit unterschiedlicher PLA-Ausgangsmaterialien nicht groß unterscheiden, wird die Wärmeleitfähigkeit von  $0,195 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$  aus ([78]; [85]) entnommen.

### **Spezifische Wärmekapazität**

Die spezifische Wärmekapazität für PLA ändert sich signifikant nach dem Erreichen der Glasübergangstemperatur [84]. Der nichtlineare Verlauf der spezifischen Wärmekapazität wird bei der Durchführung der dynamischen Differenzkalorimetrie ermittelt. Das Ergebnis der Untersuchung ist in der Abbildung 13 dargestellt. Daraus geht hervor, dass die spezifische Wärmekapazität von den Phasenumwandlungen des teilkristallinen, thermoplastischen PLAs abhängt. Kurz nach Überschreiten der Schmelztemperatur von  $150 \text{ °C}$  bleibt die spezifische Wärmekapazität allerdings relativ konstant bei  $2000 \text{ J}/(\text{g}\cdot\text{K})$ . Weil dieser Wert auch in der Literatur ([78]; [85]) für PLA angegeben wird und innerhalb der Strömungssimulation hauptsächlich die Polymerschmelze untersucht wird, beträgt die spezifische Wärmekapazität in der Simulation konstant  $2000 \text{ J}/(\text{g}\cdot\text{K})$ .

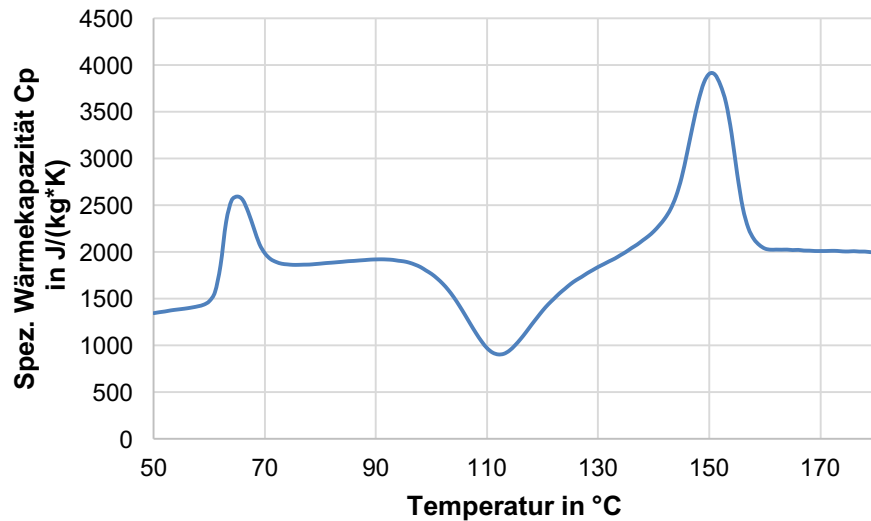


Abbildung 13: Spezifische Wärmekapazität des PLA-Filaments

### **Dichte, Spez. Volumen und Molekülmasse**

#### **Dichte und Spez. Volumen**

Zur Bestimmung der Dichte des PLAs werden Versuche gemäß DIN EN ISO 1183-1 [86] nach dem Eintauchverfahren durchgeführt. Demzufolge beträgt die Dichte des PLAs bei Raumtemperatur im festen Zustand  $1,2565 \text{ g/cm}^3$  und bei  $190 \text{ °C}$  im geschmolzenen Zustand  $1,06 \text{ g/cm}^3$ . Somit ist das PLA-Filamentmaterial als teilkristalliner Thermoplast ein kompressibles Fluid, da sowohl die Dichte als auch das spezifische Volumen temperatur- und druckabhängig ist. Die Abhängigkeiten sind schematisch in dem pVT-Diagramm für teilkristalline Kunststoffe dargestellt (s. Abbildung 14). Dabei kennzeichnet der dunkelblaue Verlauf die Abhängigkeit des spezifischen Volumens sowie der Dichte von der Temperatur bei Umgebungsdruck. Ausgehend von der Raumtemperatur nimmt das spezifische Volumen exponentiell zu und demzufolge nimmt die Dichte des teilkristallinen Kunststoffs exponentiell ab, weil die kristallinen Bereiche zufolge höherer Temperaturen immer mehr in amorphe Bereiche umgewandelt werden. Ab der Schmelztemperatur liegt eine amorphe Polymerschmelze vor, deren spezifisches Volumen gemäß der Temperatúrausdehnung linear steigt und die Dichte linear sinkt. Der hellblaue Verlauf kennzeichnet die Zunahme des spezifischen Volumens und die Abnahme der Dichte bei einem höheren Umgebungsdruck. Zufolge höherer Drücke wird der charakteristische Verlauf entlang der Einfrierlinie und somit entlang der spezifischen Schmelztemperaturen verschoben. Die exponentielle Abnahme des Volumens nach Unterschreitung der Schmelztemperatur führt bei teilkristallinen Thermoplasten zu höherer Schwindung als bei amorphen Thermoplasten, deren spezifisches Volumen nach Unterschreitung der Schmelztemperatur linear mit geringerer Steigung sinkt. Bei beiden Thermoplasten führen höhere Temperaturen der Schmelze unter der Annahme gleicher Abkühl-

geschwindigkeiten zur erhöhten Schwindung aufgrund der größeren Reduktion des spezifischen Volumens.

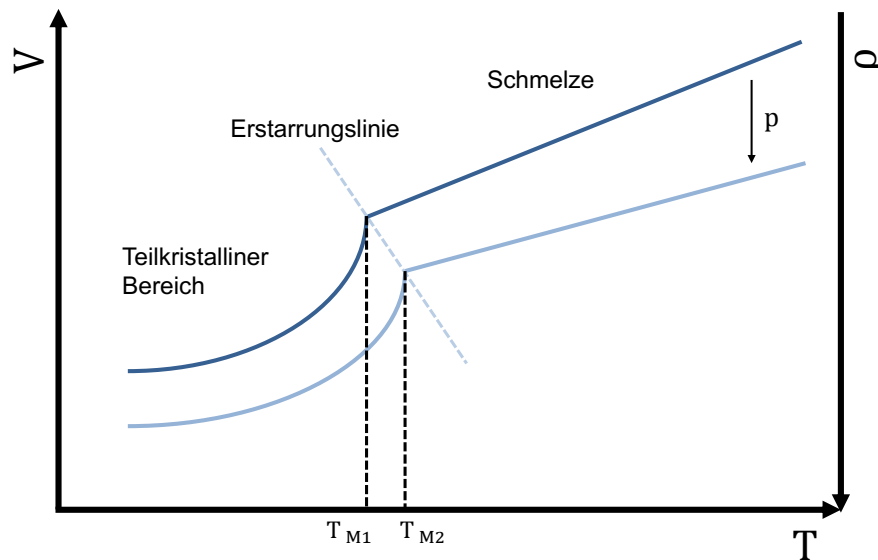


Abbildung 14: Schematisches pVT-Diagramm für teilkristalline Kunststoffe

### Molekülmasse

Die durchschnittliche Molekülmasse eines Polymers ist abhängig von dem Polymerisationsgrad  $n$  als Maß für die durchschnittliche Kettenlänge und beeinflusst die Verarbeitungseigenschaften. Aus zunehmenden Kettenlängen entsteht eine erhöhte Verschlaufung, welche eine Erhöhung der Viskosität der Schmelze bewirkt [87]. Die durchschnittliche Molekülmasse für PLA wird aufgrund des unbekannten Polymerisationsgrads des Filamentmaterials mit einem Polymerisationsgrad berechnet. Zufolge der Summenformel der Wiederholeinheit von  $(C_3H_4O_2)_n$  und den jeweiligen Molekülmassen resultiert die durchschnittliche Molekülmasse zu 72,06 g/mol.

### Rheologische Eigenschaften

#### Viskoelastizität

PLA besitzt teilweise viskoses und teilweise elastisches Materialverhalten und weist daher eine Viskoelastizität auf. Diese zeitabhängige Kopplung zwischen viskosem Fließen und elastischer Deformation liegt einer verzögerten Gleichgewichtseinstellung der Makromoleküle zueinander bei oder nach mechanischer Belastung zugrunde. In Abhängigkeit der Temperatur, der Beanspruchungsdauer sowie -geschwindigkeit verursacht die Scherung der Makromoleküle irreversible viskose Molekülableitungen. Die reversible elastische Deformation wird durch Streck-, Entknäuelungs- und Entschlaufungsvorgänge definiert und hängt von der Anzahl der Sekundärbindungen sowie Molekülverhakungen ab. [88]

### Oszillationsversuch

Zur Darstellung des viskoelastischen Deformationsverhaltens werden Oszillationsversuche mit unterschiedlichen Scherraten bei konstanter Temperatur an dem Rheometer Physica MCR 301 der Firma Anton Paar durchgeführt. Nach der Herstellung einer Schmelze aus dem Filamentmaterial wird ein Teil der Schmelze auf die beheizte, untere Platte des Platte-Platte-Messsystems gegeben. Diese untere Platte wird auf die gewünschte Temperatur von 200 °C aufgeheizt, um die Polymerschmelze aufrecht zu erhalten. Daraufhin wird die obere Platte herabgesenkt und ein definierter Spalt zwischen den Platten hergestellt, in der sich die Polymerschmelze befindet. Zur Sicherstellung, dass sich nur Polymerschmelze und keine Luft in diesem Spalt befindet, wird der Spalt so gewählt, dass überschüssige Polymerschmelze seitlich aus dem Platte-Platte-Messsystem austritt. Nach dem Entfernen des Überschusses wird die modulare Temperierkammer herabgesenkt und umschließt das Platte-Platte-Messsystem. Diese Temperierkammer verhindert eine unkontrollierte Wärmeabgabe an die Umgebung und Temperaturgradienten innerhalb des Platte-Platte-Messsystems. Daraufhin wird in der Software des Rheometers in definiertes Scherprofil eingegeben. In diesem Versuch wird die Polymerschmelze durch das Drehen der oberen Platte zunächst bei  $1 \text{ s}^{-1}$  für drei Minuten geschert. Daraufhin wird die Scherrate für weitere drei Minuten bei  $100 \text{ s}^{-1}$  geschert und abschließend wieder bei  $1 \text{ s}^{-1}$  für drei Minuten geschert. Das notwendige Drehmoment des Elektromotors zur Aufrechterhaltung der Rotation der oberen Platte wird mittels eines Drehmomentsensors aufgenommen. Anschließend werden aus der Scherrate und dem notwendigen Drehmoment die Viskosität, die Schubspannung und weitere rheologische Kenngrößen ermittelt.

Die Abbildung 15 zeigt das Ergebnis des Oszillationsversuchs in Form der Viskosität in Abhängigkeit der Zeit und der Scherung. Da die Messung kurz nach einem anderen Scherverversuch begonnen wurde, beträgt die Viskosität zu Beginn bei  $1 \text{ s}^{-1}$  ca. 300 Pa·s. Daraufhin steigt die Viskosität über die Zeit träge an, was der elastischen Deformation der Polymerschmelze zugrunde liegt. Die Viskosität konvergiert bei 3 Minuten gegen 1570 Pa·s. Infolge der höheren Scherrate von  $100 \text{ s}^{-1}$  wird die Viskosität der Polymerschmelze dynamisch auf gemittelt 3,79 Pa·s verringert und relativ konstant gehalten. Die darauffolgende Verringerung der Scherrate auf  $1 \text{ s}^{-1}$  führt erneut zu einem trägen Anstieg der Viskosität. Dieses Mal konvergiert die Viskosität bei 9 Minuten allerdings gegen 1150 Pa·s und liegt unterhalb der vorherigen Konvergenz der Viskosität gegen 1570 Pa·s bei 3 Minuten. Somit ist anzunehmen, dass die höhere Scherrate irreversible viskose Molekülableitungen hervorgerufen hat, was auf Thixotropie hinweist.



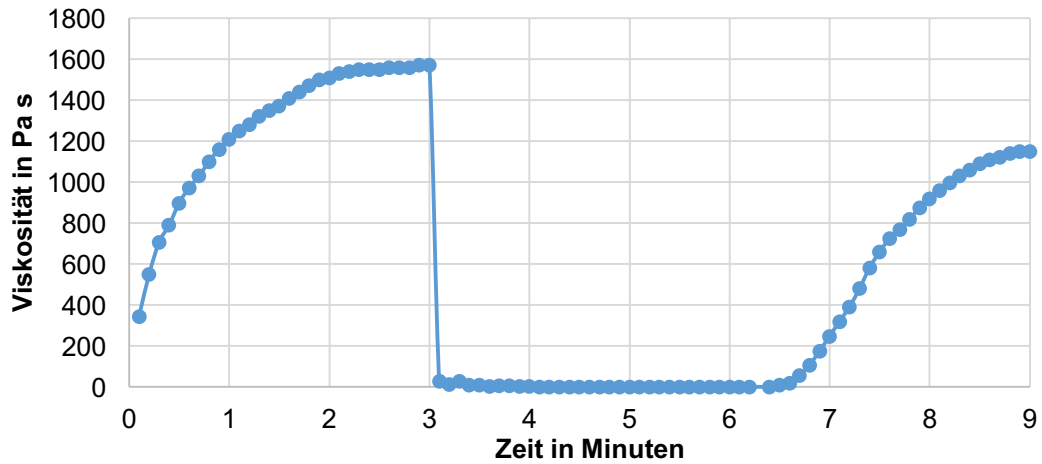


Abbildung 15: Oszillationsversuch mit PLA

In der Anwendung des Strangablageverfahrens gibt die Geometrie des Druckkopfs, insbesondere die Länge des Heizkanals, die Beanspruchungsdauer und zum Teil auch die Beanspruchungsgeschwindigkeit vor. Die Schrittmotoren sind mittels der eingestellten Vorschubgeschwindigkeit hauptsächlich verantwortlich für die Beanspruchungsgeschwindigkeit. Aufgrund der Vereinfachung einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit innerhalb der Strömungssimulation des Druckkopfs wird angenommen, dass das viskose Materialverhalten des PLAs überwiegt. Dementsprechend werden folgend die Viskositätseigenschaften näher erläutert.

### Viskosität

Zur Charakterisierung der Strömungen nicht-newtonscher Materialien werden die Fließkurven bestimmt. Kunststoffschmelzen besitzen üblicherweise strukturviskoses Verhalten, so auch das PLA (s. Abbildung 16). In Abhängigkeit der Scherrate nimmt die Viskosität des PLAs degressiv ab, sodass der Fließexponent  $n$  kleiner 1 ist. Dieses degressive Reibungsverhalten ist auf den chemischen Aufbau des thermoplastischen Kunststoffs zurückzuführen. Im Ruhezustand sind die Makromoleküle über Sekundärbindungen und Molekülverhakungen miteinander verbunden, sodass sich diese der wirkenden Scherung widersetzen. Mit steigender Scherrate richten sich die Makromoleküle über Streck-, Entknäuelungs- und Entschlaufungsvorgänge allerdings immer mehr in Scherrichtung aus, sodass der Widerstand relativ sinkt. [89]

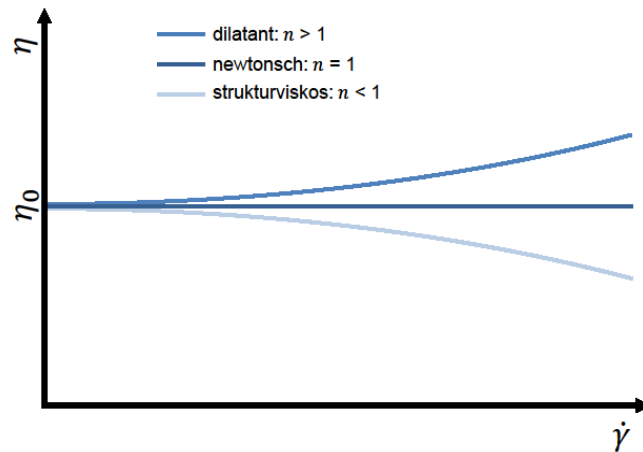


Abbildung 16: Viskosität in Abhängigkeit der Scherrate

### Rotationsversuch

Zur Untersuchung des strukturviskosen Verhaltens werden folgende Rotationsversuche an dem Rheometer Physica MCR 301 der Firma Anton Paar durchgeführt. Der Versuchsaufbau des Rotationsversuchs gleicht dem Oszillationsversuch. Die Versuchsdurchführung ändert sich bei der Auswahl der Temperatur und der Scherrate. Zur korrekten Abbildung der temperatur- und scherratenabhängigen Viskosität werden vier unterschiedliche Temperaturen und ein Scherprofil von  $0,1$  bis  $400 \text{ s}^{-1}$  verwendet. Da die maximale Temperatur des Rheometers softwareseitig auf  $200 \text{ °C}$  begrenzt ist, werden in  $10 \text{ °C}$ -Schritten Temperaturen von  $170 \text{ °C}$  bis  $200 \text{ °C}$  angewendet. Zur Minimierung eines Temperaturgradienten zwischen den Platten und der Polymerschmelze wird die Probe unter der Temperierkammer für zehn Minuten erwärmt. Die PLA-Probe wird bei jeder Temperatur von  $0,1$  bis  $400 \text{ s}^{-1}$ , weil in der Düse des Druckkopfs die höchsten Scherraten von  $100$  bis  $200 \text{ s}^{-1}$  referenziert werden ([39]; [90]; [91]). Bei jeder Temperatur werden drei Viskositätsmessungen durchgeführt, um das Fließverhalten valide darzustellen. Hierzu werden fünf Messwerte pro Decade aufgezeichnet. Die Spalthöhe zwischen den Platten wird bei den Durchgängen von  $1 \text{ mm}$  über  $0,7 \text{ mm}$  auf  $0,5 \text{ mm}$  verringert, damit das seitlich ausgetretene PLA keinen Störeffekt auf die Viskositätsmessung hat. Das überschüssige PLA wird mit einem Spatel entfernt. Zur Vermeidung des thixotropen Verhaltens wird die Probe zwischen den Durchgängen auf der gleichen Temperatur für  $15$  Minuten nicht belastet. Weiterhin wird die PLA-Probe nach jedem Temperaturschritt erneuert.

Innerhalb der Abbildung 17 sind die Ergebnisse des Rotationsversuchs in logarithmischer Skalierung der Viskosität und der Scherrate aufgezeigt. Bis zu einer Scherrate von  $6 \text{ s}^{-1}$  weist das PLA in allen untersuchten Temperaturen ein newtonsches Plateau mit nahezu konstanten Viskositäten auf. In diesem Scherbereich ist die Temperaturabhängigkeit der Viskosität sehr deutlich. Während die Viskosität bei  $170 \text{ °C}$  und einer Scherrate von  $0,1 \text{ s}^{-1}$   $9300 \text{ Pa}\cdot\text{s}$  beträgt, fällt diese bei  $200 \text{ °C}$  und der gleichen Scherrate auf  $2160 \text{ Pa}\cdot\text{s}$  ab. Nach

der Scherrate von  $6 \text{ s}^{-1}$  wird das strukturviskose Verhalten des PLAs deutlich. Die Viskosität nimmt bei steigender Scherrate deutlich ab und beträgt bei einer Scherrate von  $160 \text{ s}^{-1}$  zwischen  $0,172 \text{ Pa}\cdot\text{s}$  und  $288 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ . Diese große Differenz der Viskositätswerte bei hohen Scherraten lässt auf Messfehler schließen, wobei die Messungen mit  $1 \text{ mm}$  und  $0,7 \text{ mm}$  Spaltmaß aufgrund der sehr geringen Viskosität bei hohen Scherraten als unrealistisch bewertet werden. Demzufolge bilden die Viskositätsmessungen bei  $0,5 \text{ mm}$  Spaltmaß das realistischste Fließverhalten des PLAs auf Basis vergleichbarer Rotationsversuche ab. Somit werden nur die Viskositätsdaten für das Spaltmaß von  $0,5 \text{ mm}$  im weiteren Verlauf der Arbeit verwendet.

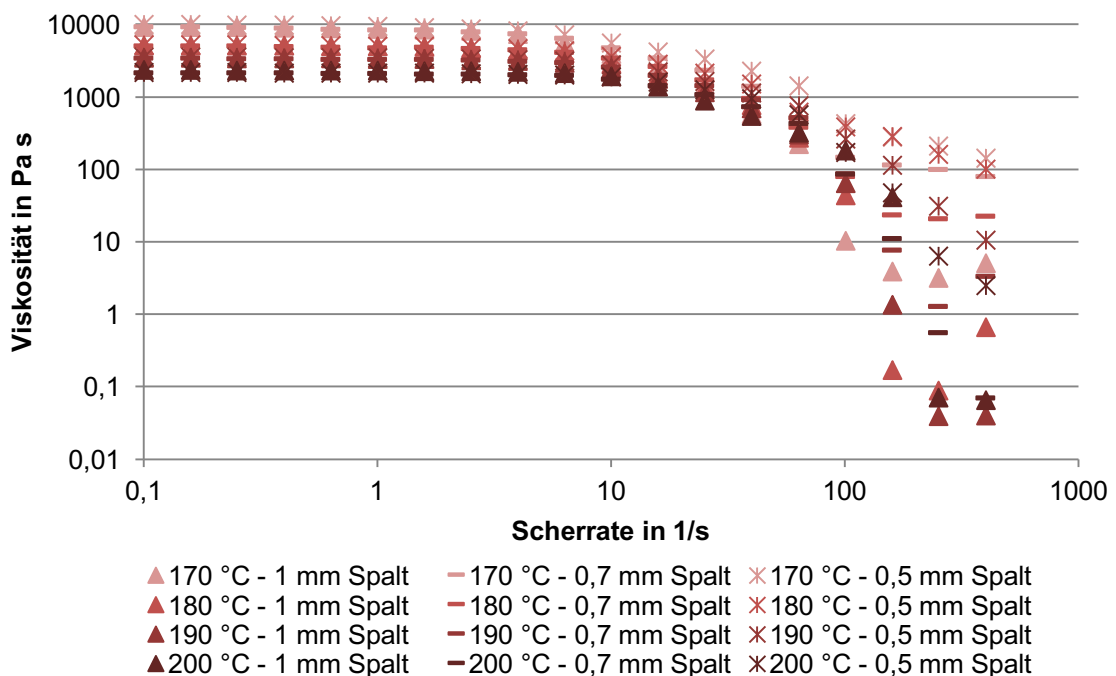


Abbildung 17: Ergebnisse des Rotationsversuchs mit PLA-Proben

## Geometrische Eigenschaften

### Filamentdurchmesser

Der Durchmesser des Filaments hat einen großen Einfluss auf den Volumen- bzw. Massenstrom des Extrusionsprozesses. Herstellungsbedingt weisen Filamente einen schwankenden Fehler  $\epsilon$  zum angegebenen Filamentdurchmesser auf. Die Durchmessertoleranz des verwendeten PLA-Filaments wird vom Hersteller mit  $\pm 0,05 \text{ mm}$  angegeben und resultiert in einer möglichen Durchmesserabweichung von  $\pm 2,86 \%$ . Die Abbildung 18 zeigt den Einfluss der Schwankungen des Filamentdurchmessers (a) auf den extrudierten Strang (b). Die Schwankungen resultieren in einer unerwünschten Unter- oder Überextrusion an Filament, zu sehen an dem schmaleren oder breiteren abgelegten Strang. Dies hat wiederum einen negativen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften des gefertigten Bauteils sowie auf die Bauteilqualität. Durch Messungen mit einem digitalen Messschieber werden die Herstel-

lerangaben zur unteren Toleranz bei 1,70 mm und zur oberen Toleranz bei 1,80 mm bestätigt.

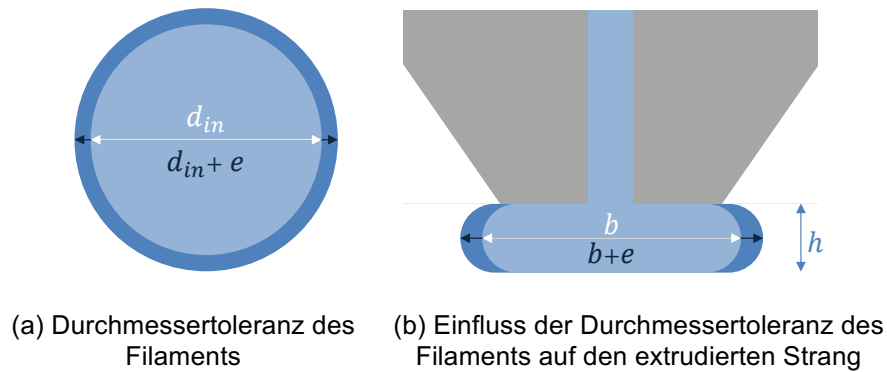


Abbildung 18: Filamentdurchmesser

## Rundheit

Nicht nur die Durchmesser- und Toleranzangaben, sondern auch die Rundheitstoleranz des Filaments hat Auswirkung auf den eintretenden Volumen- und Massenstrom. Möglichst runde Filamente mit einem Durchmesser von 1,75 mm sind zielführend für einen präzisen Volumen- und Massenstrom, da die Slicer-Software von dieser Geometrie des Filaments den Volumen- und Massenstrom berechnet.

### 4.1.2 Parameter der Extrusion

Die Abbildung 19 zeigt die wesentlichen identifizierten Parameter des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs gegliedert in die Einflussfaktoren, die Prozesskenngrößen sowie deren Auswirkungen. Innerhalb dieses Unterkapitels werden die einzelnen Parameter sowie die Zusammenhänge der Parameter näher erläutert.

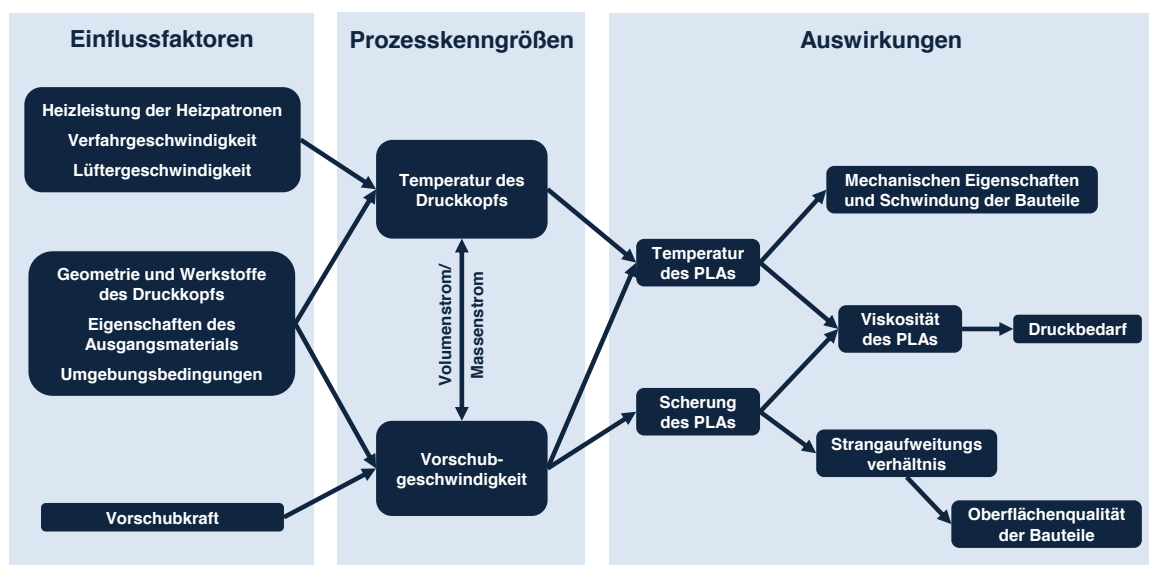


Abbildung 19: Wesentliche Parameter des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs

## **Prozesskenngrößen**

### **Temperatur des Druckkopfs**

Die Temperaturverteilung im Druckkopf stellt die erste Prozesskenngröße dar und wird durch die Materialeigenschaften des thermoplastischen Kunststoffs definiert. Damit der Thermoplast im Extrusionsprozess aus der Düse fließen kann, sollten die Temperaturen der Düse sowie der Schmelzeinheit oberhalb der Schmelztemperatur  $T_m$  des Thermoplasts sein. Die obere Temperaturgrenze wird durch die Zersetzungstemperatur  $T_{deg}$  des Thermoplasts bestimmt. Bei Überschreitung der Zersetzungstemperatur wird der chemische Aufbau des Kunststoffs beschädigt, wodurch Rückstände die Extrusion negativ beeinflussen. Folglich sollten die Temperaturen in der Schmelzeinheit bzw. der Düse zwischen der Schmelztemperatur  $T_m$  und der Zersetzungstemperatur  $T_{deg}$  des Thermoplasts gewählt werden.

Bei der Verwendung von PLA als Ausgangsmaterial sind dementsprechend Prozesstemperaturen zwischen 150 °C und 240 °C möglich, wobei der Filamenthersteller „DasFilament“ Temperaturen in der Schmelzeinheit und der Düse von 200 °C bis 230 °C empfiehlt. Hingegen rät der Filamenthersteller „Fillamentum“ zu Prozesstemperaturen von 170 °C bis 185 °C bei der Verwendung von PLA-Filament (s. Anhang A.1). Untersuchungen haben gezeigt, dass höhere Prozesstemperaturen bis zur oberen Grenze von 240 °C bei PLA zu besseren mechanischen Eigenschaften der Bauteile führen ([92]–[94]). Aufgrund der höheren Temperaturen des neu extrudierten PLA-Strangs wird die Diffusion der Moleküle in den bereits abgelegten Strang begünstigt, wodurch die Zwischenschichtadhäsion verbessert wird. Zusätzlich wird die Porosität der Bauteile bei höheren Prozesstemperaturen verringert, da der Kunststoff aufgrund der höheren Fließfähigkeit mehr ungefüllte Bereiche einnimmt. Infolge höherer Prozesstemperaturen können außerdem höhere Volumen- und Massenströme realisiert werden. Höhere Prozesstemperaturen wirken sich allerdings negativ auf die Schwindung sowie die Oberflächenqualität der Bauteile aus ([95]; [93]). Die Schwindung ist aufgrund des größeren Temperaturgradienten zwischen der Prozesstemperatur und der Umgebungstemperatur größer und führt zur größeren Reduktion des spezifischen Volumens (s. Kapitel 4.1.1). Die Oberflächenqualität der Bauteile wird zufolge der höheren Fließfähigkeit des Kunststoffs verschlechtert und führt zu schlechteren, geometrischen Druckergebnissen.

Für die Simulationen werden, ausgehend von den Materialeigenschaften des PLAs und den Empfehlungen des Filamentherstellers, vier Prozesstemperaturen angewendet. In 20 °C-Schritten werden die Prozesstemperaturen von 170 °C erhöht, sodass die Temperaturen 170 °C, 190 °C, 210 °C sowie 230 °C untersucht werden. Durch diese Auswahl wird ein breites Spektrum für die Ausbildung unterschiedlicher Temperaturverteilungen im Druckkopf und für das Fließverhalten des PLAs sowie der resultierenden Druckverteilung im Druckkopf berücksichtigt.

### Vorschubgeschwindigkeit

Die zweite Prozesskenngröße des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs ist die Vorschubgeschwindigkeit. Die Vorschubgeschwindigkeit bestimmt, wie viel Ausgangsmaterial dem Druckkopf zugeführt wird und dementsprechend auch wie viel Material aus der Düse extrudiert wird (s. Abbildung 20). Zusätzlich hat diese Prozesskenngröße einen Einfluss auf die Temperatur sowie die Scherung des thermoplastischen Materials und damit unmittelbar auf die Viskosität. In Verbindung mit geeigneten Prozesstemperaturen im Druckkopf rufen hohe Vorschubgeschwindigkeiten einen hohen Volumen- und Massenstrom, geringere Temperaturen in der Schmelze aufgrund der geringeren Verweilzeit des PLAs im Druckkopf sowie mehr Scherung des PLAs hervor [84]. Das obere Limit der Vorschubgeschwindigkeit stellt der höhere Strömungswiderstand des PLAs zufolge höherer Viskositäten dar. Die Viskositäten sind bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten hoch, da das PLA eine geringere Verweilzeit im Druckkopf hat, wodurch die Temperaturen in der Polymerschmelze geringer sind. Der hohe Strömungswiderstand des PLAs kann zum Schlupf der Förderräder führen. Weiterhin können hohe Vorschubgeschwindigkeiten die Verstopfung des Heizkanals durch das Aufsteigen und Erstarren der Schmelze auf der Höhe der Kühlkörper bewirken. Niedrige Vorschubgeschwindigkeiten bewirken einen niedrigen Volumen- und Massenstrom sowie weniger Scherung der Schmelze. Außerdem sind die Temperaturen in der Schmelze näher der Wandtemperatur zufolge der höheren Verweilzeit des PLAs im Druckkopf. Das untere Limit für die Vorschubgeschwindigkeit besteht in der zeit- und temperaturabhängigen Degradation des PLAs sowie der Fertigungszeit der Bauteile.

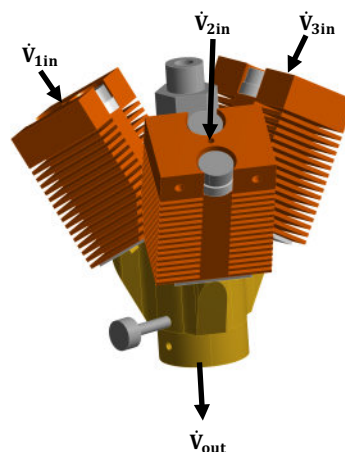


Abbildung 20: Volumenströme des Druckkopfs

Die Imprägnierung des Kohlefaserrovings wird bei tendenziell geringeren Vorschubgeschwindigkeiten optimiert, weil die geringeren Vorschubgeschwindigkeiten zu niedrigeren Viskositäten der Polymerschmelze und zur Erhöhung der Imprägnierzeit führen (s. Kapitel 3.2.1). Demzufolge werden in der Strömungssimulation insgesamt fünf, tendenziell geringe Vorschubgeschwindigkeiten untersucht. Ausgehend von der geringen Vorschubgeschwin-

digkeit von 80 mm/min wird die Vorschubgeschwindigkeit in 80 mm/min-Schritten auf 400 mm/min innerhalb der elektronischen Ansteuerung des Druckers erhöht. Diese Auswahl berücksichtigt den Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf den Strömungswiderstand des PLAs und die Druckverteilung im Druckkopf.

## Einflussfaktoren

### **Vorschubkraft**

Der Vorschub des Filaments wird durch den Eingriff der Verzahnung des Förderrads in die Oberfläche des Filaments ermöglicht (s. Abbildung 21). Die Kraft, mit der das Filament befördert wird, ist dabei als Vorschubkraft definiert. Zur Realisierung des Extrusionsprozesses muss die Vorschubkraft den Reibungswiderstand der Polymerschmelze und den daraus resultierenden Gegendruck innerhalb der Schmelzeinheit und der Düse überwinden. Die Vorschubkraft ist abhängig von dem Drehmoment des Schrittmotors und der Kraftübertragung zwischen dem Förderrad und dem Filament. Das Drehmoment der Schrittmotoren ist wiederum abhängig von der Drehzahl und erreicht das Maximum bei niedrigen Drehzahlen (siehe Anhang A.1). Die Kraftübertragung des Drehmoments der Schrittmotoren auf das Filament wird durch das Förderrad ermöglicht und hängt von der Konstruktion des Förderrads sowie der Vorspannkraft ab. Für eine maximale Kraftübertragung ist die Verzahnung so zu gestalten, dass die Zähne des Förderrads in eine möglichst große Oberfläche des Filaments greifen. Die Vorspannkraft bezeichnet die Kraft, mit der das Kugellager gegen das Filament und das Förderrad gedrückt wird, um das Filament sicher zu führen. Für eine maximale Kraftübertragung sollte eine hohe Vorspannkraft gewählt werden, ohne dass das Filament plastisch verformt oder beschädigt wird. Die hohe Vorspannkraft führt zur Reduzierung des effektiven Förderraddurchmessers und folglich zu einer Steigerung der Vorschubkraft.

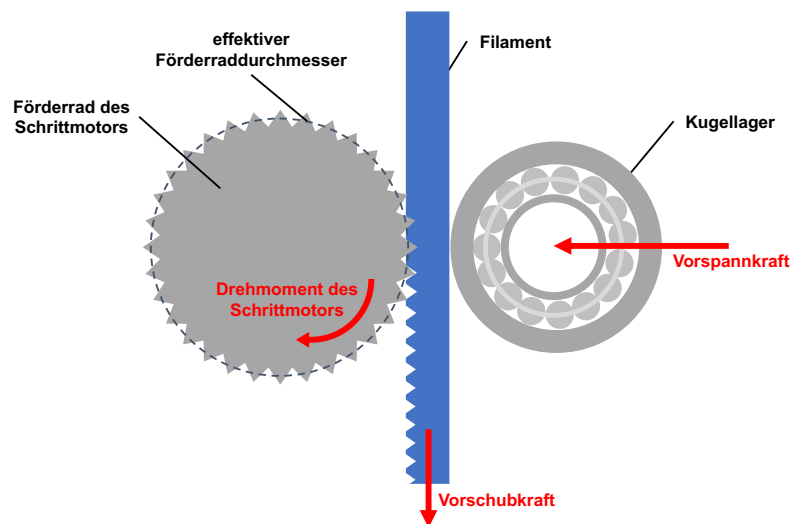


Abbildung 21: Vorschub des Filaments

Die Vorschubkraft dient hauptsächlich zur Realisierung der Vorschubgeschwindigkeit und hat in den bisherigen Extrusionsprozessen des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckers keinen limitierenden Faktor dargestellt. Folglich wird in der Strömungssimulation von ausreichend Vorschubkraft zur Realisierung der ausgewählten Vorschubgeschwindigkeiten ausgegangen.

### **Umgebungsbedingungen**

Zu den Umgebungsbedingungen zählen maßgeblich die Raumtemperatur und der atmosphärische Druck. Innerhalb der Wärmeübertragungssimulation wird der Einfluss der Raumtemperatur auf die Wärmeverteilung des Druckkopfs untersucht. Weil die Wärmeverteilung entlang des Strömungskanals des Druckkopfs aus der Wärmeübertragungssimulation als Eingangsgröße der Strömungssimulation verwendet wird, wird der Einfluss der Raumtemperatur folglich auch in der Strömungssimulation berücksichtigt. Für die Strömungssimulation ist zusätzlich der atmosphärische Druck relevant. Dieser atmosphärische Druck wird als konstant angenommen und stellt die Referenz für die Simulationsergebnisse der Druckverteilung im Druckkopf dar.

### **Geometrie und Werkstoffeigenschaften des Druckkopfs**

Die Geometrie und die Werkstoffeigenschaften des Druckkopfs entscheiden über eine effiziente Wärmeverteilung innerhalb der Bauteile des Druckkopfs. In Bezug auf die Wärmeverteilung ist insbesondere eine homogene Wärmeverteilung in der Schmelzeinheit und der Düse wichtig. Die Geometrie des Kühlkörpers wird mit dem Ziel der größtmöglichen Wärmeabgabe konstruiert und stellt innerhalb dieser Arbeit allerdings keinen variablen Parameter dar, da alternative Untersuchungen bereits unterschiedliche Geometrien für die Kühlkörper eines Druckkopfs erforscht haben ([50]–[52]; [60]; [62]). Auch der Einfluss unterschiedlicher Luftleitgeometrien für die am Kühlkörper montierten Lüfter wurde bereits ermittelt [61]. Aus diesem Grund wird hauptsächlich der Einfluss alternativer Werkstoffe auf die Wärmeverteilung im Druckkopf untersucht.

Die Strömung des PLAs wird neben dem Aufschmelzverhalten des Polymers von der Geometrie des Heizkanals beeinflusst. Die Geometrie des Heizkanals gibt mit der Vorschubgeschwindigkeit des Filaments die Scherung der Polymerschmelze im Druckkopf vor. Dabei ist die Geometrie des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs so zu gestalten, dass tendenziell hohe Drücke in der Schmelzkammer vorliegen. Diese hohen Drücke in der Schmelzkammer begünstigen die Imprägnierung des Kohlefaserrovings (s. Kapitel 3.2.1). Zur Erreichung dieses Ziels sind die geometrischen Parameter des Düsenwinkels, der Düsenlänge sowie des Düseninnendurchmessers entscheidend ([39]–[42], [47], [53], [54], [65]). Im Rahmen der Konstruktionsanalyse des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs wird der Einfluss der drei geometrischen Parameter sowie die Ausbildung unterschiedlicher Temperaturzonen in der Schmelzeinheit und der Düse auf die Druckverteilung im Druckkopf untersucht.



### Heizleistung der Heizpatronen

Im Strangablageverfahren werden üblicherweise 40 W Heizpatronen eingesetzt, die in Realität oftmals nur eine maximale Leistung von 27,17 W aufweisen ([56]; [58]). Im Gegensatz dazu sind in dem Druckkopf des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckers zwei parallel geschaltete Heizpatronen mit jeweils bis zu 200 W Leistung montiert. Diese Heizpatronen ermöglichen eine schnellere Reaktion auf Temperaturschwankungen und den Einsatz von Hochleistungskunststoffen, wie beispielsweise Polyetheretherketon (PEEK) oder Polyetherimide (PEI), als Ausgangsmaterial. Diese Hochleistungskunststoffe müssen bei Temperaturen zwischen 350 °C und 400 °C aufgrund der hohen Schmelztemperaturen verarbeitet werden, sodass die höhere Leistung der Heizpatronen notwendig wird ([96]; [97]).

### Verfahrgeschwindigkeit

Die Dynamik der Kinematik des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckers bleibt innerhalb der Arbeit unberücksichtigt, weil diese maßgeblich durch den Volumenstrom des extrudierten Materials bestimmt wird. Letzterer hängt wiederum von der möglichen Vorschubgeschwindigkeit des Filaments ab. Da die Vorschubgeschwindigkeit bereits in der Simulation berücksichtigt wird, werden die Bauteile des Druckers als starr angenommen.

### Lüftergeschwindigkeit

Die am Kühlkörper montierten Lüfter dienen zur Erhöhung der Konvektion und damit zur Erhöhung der Wärmeabgabe der Kühlkörper. Innerhalb der Wärmeübertragungssimulation und den experimentellen Validierungen wird der Einfluss der zwei Betriebspunkte der ein- und ausgeschalteten Lüfter untersucht. Weitere Betriebspunkte der Lüfter sind hinsichtlich der Ermittlung eines steilen Temperaturgradienten zwischen der Schmelzeinheit und den Kühlkörpern nicht zielführend.

### Auswirkungen

#### Strangaufweitung

Der Effekt der Strangaufweitung liegt der Viskoelastizität, also der zeitabhängigen Kopplung von viskosem Fließen und elastischer Deformation, des thermoplastischen Materials zugrunde. Im Extrusionsprozess werden die Moleküle entlang der Düse orientiert und gedehnt, wodurch Normalspannungen erzeugt werden. Diese Normalspannungen werden durch die Randbedingungen an der Düsenwand kompensiert und erzeugen die Strangaufweitung nach dem Düsenaustritt (s. Abbildung 22). Die dargestellte Strangaufweitung  $D_0/D_{1,2}$  wird stärker, je kleiner die Düsenlänge  $L$ , je kleiner der Düsendurchmesser  $D_0$  sowie je höher die Strömungsgeschwindigkeit ist [42]. Das Strangaufweitungsverhältnis  $D_0/D_{1,2}$  kann bei sehr klei-

nen  $L/D_0$  bis zu 300% betragen, da die erzeugten, elastischen Spannungen aufgrund der Relaxation nicht in der thermoplastischen Schmelze abgebaut werden. [98]

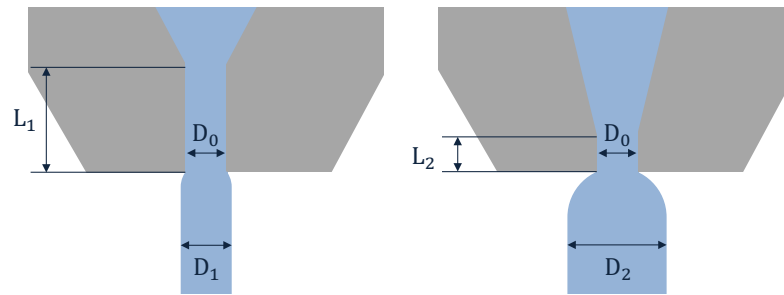


Abbildung 22: Schematische Darstellung der Strangaufweitung nach dem Düsenaustritt

In Abhängigkeit des Ausgangsmaterials sind im Strangablageverfahren Strangaufweitungsverhältnisse von 18 % bis 32 % üblich, wodurch die Qualität des gedruckten Bauteils beeinflusst wird [42]. Durch geometrische Änderungen in der Düse kann der Effekt verringert werden. Die Abhängigkeit der Strangaufweitung von der Strömungsgeschwindigkeit und somit der Vorschubgeschwindigkeit des Filaments kann insbesondere hinsichtlich des Ziels geringerer Fertigungszeiten nur begrenzt beeinflusst werden.

Die Strangaufweitung wird im Rahmen dieser Arbeit nicht näher betrachtet, da der elastische Anteil der Viskoelastizität nicht modelliert wird. Weiterführende Untersuchungen zur Strangaufweitung sind beispielsweise in ([99]–[102]) gegeben.

### Druckverteilung im Druckkopf

Die Druckverteilung innerhalb des Druckkopfs stellt sich zufolge des Fließwiderstands der Polymerschmelze ein und berücksichtigt alle Prozessparameter der Extrusion. Demnach kann die Druckverteilung nicht primär als Stellgröße des Systems verändert werden, sondern wird hauptsächlich über die Temperatur des Druckkopfs und die Vorschubgeschwindigkeit des PLAs reguliert. Dabei muss der maximale Druck, folgend bezeichnet als Druckbedarf, von den Schrittmotoren der Filamentfördereinheiten überwunden werden, um eine stabile Förderung des Filaments zu ermöglichen. Somit ermöglichen die Ergebnisse zur Druckverteilung im Druckkopf Rückschlüsse auf die benötigte Vorschubkraft bzw. das Drehmoment der Schrittmotoren.

Die Vorschubkraft und die Vorschubgeschwindigkeit beeinflussen direkt die Menge an extrudiertem Material. Bei zu hohem Druckbedarf kann die Kapazität der Schrittmotoren überschritten werden, sodass die Förderung des Filaments schlupfbehaftet ist oder gar Schädigung im Filament hervorruft. Die größtmögliche Schädigung des Filaments stellt das Knicken oder der Bruch des Filaments zwischen dem Förderrad und dem Eintritt in den Druckkopf dar. Mathematisch wird dieses Versagen mit Hilfe einer Euler-Knickanalyse beschrieben und hängt von dem Durchmesser, dem Elastizitätsmodul und dem Abstand des Filaments von

den Förderrädern des Schrittmotors zum Eingang des Druckkopfs ab ([39]; [40]; [102]). Innerhalb des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs werden jedoch zusätzliche Schläuche zwischen dem Förderrad und dem Eintritt in den Druckkopf zur Führung des Filaments und zur Vermeidung des Knickens des Filaments verwendet.

Ein geringer Druckbedarf führt zur Ermöglichung höherer Volumen- und Massenströme, so dass die Fertigungszeit der Bauteile minimiert wird. Jedoch kann der geringe Druckbedarf zum unkontrollierten Austritt von Filament aus der Düse führen. Demzufolge ist im regulären Strangablageverfahren mit Kunststofffilamenten ein Druckbedarf zwischen der schlupf- und schadbehafteten Förderung des Filaments als oberes Limit und dem unkontrollierten Austritt von Polymerschmelze als unteres Limit zu wählen. Aufgrund der Verarbeitung eines Kohlefaserrovings im AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopf begünstigt ein hoher Druck in der Schmelzkammer allerdings die Imprägnierung des Kohlefaserrovings mit der thermoplastischen Schmelze [104]. Dementsprechend muss für den AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopf ein geeigneter Kompromiss zwischen der Leistung der Schrittmotoren und einer guten Imprägnierung des Kohlefaserrovings getroffen werden.

Durch die Strömungssimulation wird der Druckbedarf und die Verteilung des Drucks im Druckkopf für unterschiedliche Prozesskenngößen untersucht. Somit wird in der Simulation ersichtlich, welcher Druck in der Schmelzkammer vorherrscht. Mit Hilfe dieser Information kann die Druckluftzufuhr auf denselben Druck eingestellt werden, wie der vorherrschende Druck in der Schmelzkammer. Diese Einstellung verhindert das Aufsteigen der Schmelze in die Zuführung des Kohlefaserrovings. Weiterhin ermöglicht diese Einstellung, dass keine überschüssige Druckluft in das gedruckte Bauteil eingeschlossen wird.

## 5 Wärmeübertragungssimulation

Bei Wärmeübertragungssimulationen bilden die Temperaturen in den Bauteilen einer Baugruppe die Unbekannten. Über eine iterative Vorgehensweise werden die Differentialgleichungen des nichtlinearen Temperaturproblems in der Simulation gelöst. Das Ergebnis der Wärmeübertragungsberechnung sind Temperaturgradienten, Wärmeströme sowie lokale Wärmestromdichten.

### 5.1 Grundlagen der Wärmeübertragung

Nach dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik ist die Wärme  $Q$  eine Energie, die einem System aufgrund von Temperaturunterschieden ohne Arbeitsleistung zugeführt oder abgeführt wird [105]. Dabei fließt die Wärme nach dem zweiten Hauptsatz der Thermodynamik (2) immer in Richtung fallender thermodynamischer Temperatur über die Systemgrenze [106]:

$$\rho \cdot C_p \cdot \mathbf{u} \cdot \nabla T = \nabla \cdot (\lambda \cdot \nabla T) + Q \quad (2)$$

mit der Dichte  $\rho$ ,

der Spezifischen Wärmekapazität  $C_p$ ,

dem Geschwindigkeitsvektor  $\mathbf{u}$ ,

der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$ ,

der Temperatur  $T$  sowie

den kombinierten Wärmequellen  $Q$

Im Allgemeinen wird die Kinetik der Wärmeübertragung in zwei Arten unterschieden: Wärmeleitung und Wärmestrahlung, wobei die Wärmeleitung noch die Unterscheidung von dem Wärmeübergang aufweist [106]. Folgend werden die Grundgesetze der Wärmeübertragung dargestellt.

#### Wärmeleitung (Konduktion)

Als Wärmeleitung wird der molekulare Energietransport innerhalb eines Festkörpers oder eines Fluids bezeichnet, der aufgrund eines im Material vorhandenen Temperaturgradienten auftritt [106]. Mathematisch wird die Wärmeleitung nach dem Fourierschen Grundgesetz berechnet (hier: eindimensional):

$$\dot{q}_x = -\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3)$$

mit der Wärmestromdichte  $\dot{q}_x = \frac{\dot{Q}_x}{A}$ ,

der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  sowie

dem zum Flächenelement  $A$  senkrechten Temperaturgradienten  $\frac{\partial T}{\partial x}$

Die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  stellt eine elementare Größe für die Simulation dar und beschreibt die Wärmemenge, die pro Zeiteinheit durch ein Einheitsvolumen fließt, wenn an zwei gegenüberliegenden Flächen eine Temperaturdifferenz von 1 °C herrscht. Diese Proportionalitätskonstante ist temperatur- und druckabhängig und bei isotropen Werkstoffen richtungsunabhängig [106].

### **Wärmeübergang (Konvektion)**

Der konvektive Wärmeübergang bezeichnet die Überlagerung der Wärmeleitung mit dem Energietransport eines strömenden Fluids. Da die Strömungsgeschwindigkeit in der Grenzschicht zwischen dem Festkörper und dem Fluid aufgrund der Haftbedingung den Wert Null annimmt, gilt dort ausschließlich Wärmeleitung nach dem Fourierschen Grundgesetz. Mit kurzer Entfernung zur Wand steigt die Strömung auf einen Maximalwert (Kernströmung), sodass die Fluidgeschwindigkeit einen zusätzlichen Wärmetransport verursacht. Zur Ermittlung der Wärmestromdichte in der Grenzschicht wird der örtliche Wärmeübergangskoeffizient definiert, um die komplexe Abhängigkeit von Temperatur- und Geschwindigkeitsfeld zu berücksichtigen [106].

$$\dot{q}_W = \alpha \cdot (\vartheta_W - \vartheta_F) \quad (4)$$

mit der senkrecht zur Wand auftretenden Wärmestromdichte  $\dot{q}_W$ ,

dem Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$ ,

der Wandtemperatur  $\vartheta_W$  sowie

der, vom Wärmeübergang unbeeinflussten, Fluidtemperatur  $\vartheta_F$

Bei dem konvektiven Wärmeübergang wird zwischen der freien Konvektion und der erzwungenen Konvektion unterschieden. Während die Fluidströmung bei der freien Konvektion durch natürliche Dichteunterschiede im Fluid auf Basis von Temperaturunterschieden beruht, wird die Strömung bei der erzwungenen Konvektion durch die äußere Druckdifferenz, z.B. durch ein Gebläse, erzeugt. Für die Wärmeübertragungssimulation wird der Wärmeübergangskoeffizient experimentell ermittelt, wodurch die Simulation kalibriert wird.

### **Wärmestrahlung**

Bei der Wärmestrahlung wird ein Teil der inneren Energie in Wärme umgewandelt, die durch elektromagnetische Wellen abgegeben und von benachbarten Körpern aufgenommen wird. Die Wärmestrahlung ist abhängig von den physikalischen Eigenschaften des Oberflächenmaterials, der geometrischen Anordnung der „Sende“- und der „Ziel“-Oberfläche sowie der Größe der Flächen. Da für diesen Strahlungstransport keine Materie notwendig ist, funktioniert die Wärmestrahlung auch im leeren Raum. Bei Gasen und Flüssigkeiten ist die Emission und Absorption von Strahlung ein volumetrischer Effekt. Hingegen findet die Emission und Absorption bei Festkörpern in den äußersten Schichten statt (wenige Mikrometer), weshalb Oberflächeneffekte vorliegen. Der emittierte Wärmestrom  $\dot{Q}_{\text{em}}$  eines Festkörpers ist stark temperaturabhängig und wird wie folgt berechnet:

$$\dot{Q}_{\text{em}} = A \cdot \varepsilon \cdot \sigma \cdot T^4 \quad (12)$$

mit der Oberfläche  $A$ ,

dem Emissionsgrad  $\varepsilon$ ,

der Stefan-Boltzmann-Konstante  $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot \text{K}^4}$  sowie

der totalen Temperatur des Körpers  $T$

## **5.2 Simulation**

Innerhalb dieses Kapitels wird die Wärmeübertragungssimulation zur Bestimmung der Wärmeverteilung des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs präsentiert.

### **5.2.1 Modellerstellung**

Die Geometrie des Druckkopfes wird als 3D-CAD-Modell in CATIA konstruiert und über eine Plug-In-Funktion in ANSYS Workbench implementiert.

### **Vereinfachungen**

Zur Verringerung der Rechenzeit innerhalb der Simulation ist es sinnvoll ein vereinfachtes Simulationsmodell zu generieren (s. Abbildung 23). Hierzu wird das zuvor implementierte 3D-CAD-Modell in ANSYS 3D-Modellierungssoftware, namens SpaceClaim, nachbearbeitet. Die Komplexität des Modells wird über das Entfernen irrelevanter Bauteile, sekundärer Bohrungen sowie Fasen vereinfacht. Zusätzlich werden die restlichen Bohrungen mit einem flachen Boden versehen. Vorhandene Gewinde werden entfernt und durch einen gleichen Durchmesser der Verbindungspartner ersetzt. Durch diese konservativen Vereinfachungen wird mehr Wärme geleitet als in der Realität. Dieser Effekt wird allerdings als so gering angenommen, dass die Minimierung der Rechenzeit bevorzugt wird.

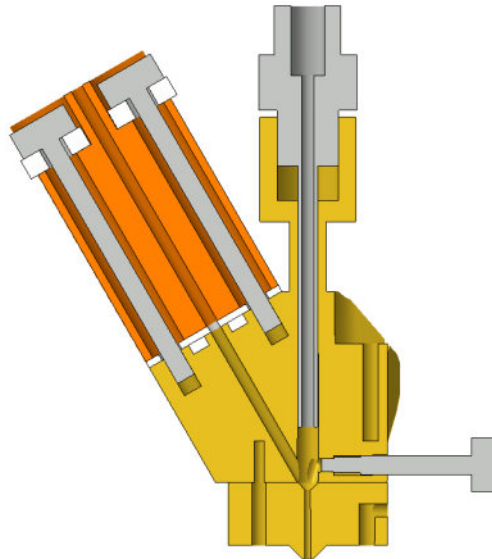


Abbildung 23: Vereinfachte Geometrie des Druckkopfs

### **Netzerstellung**

Ausgehend von dem vereinfachten Modell wird das Netz zur Diskretisierung erzeugt. Das Ziel der Netzerstellung liegt in dem effizienten Kompromiss zwischen einer geeigneten Diskretisierungsgüte und der benötigten Rechenzeit. Um die Genauigkeit der numerischen Berechnungen zu garantieren, wird die Netzerstellung nach dem „Best Practices Guide for Numerical Accuracy“ von ANSYS durchgeführt.

Innerhalb ANSYS Workbench wird zunächst ein automatisches, krümmungsbasiertes Netz erzeugt. Die krümmungsbasierte Größenfunktion stellt in der Anwendung des Druckkopfs im Vergleich zu den restlichen Größenfunktionen den besten Kompromiss aus der Diskretisierungsgüte und der benötigten Rechenzeit dar. Dabei werden mehrere Elementtypen, nämlich Tetrahedral, Wedges und Hexahedral, verwendet, um den Diskretisierungsfehler zu minimieren. Zur effizienten Steigerung der Genauigkeit müssen zusätzlich manuelle Verfeinerungen des Netzes vorgesehen werden. In thermischen Simulationen gilt es, das Netz in Bereichen mit hohen Wärmeströmen und hohen Temperaturgradienten besonders fein zu gestalten. Demnach wird beim Modell des Druckkopfs insbesondere auf die Verfeinerung der Kontaktflächen zwischen den Isolierplatten und der Schmelzeinheit geachtet. Aufgrund der geringen Wärmeleitfähigkeit der Isolierplatten ist ein starker Temperaturgradient an dieser Stelle zu erwarten. Zusätzlich zu der Netzverfeinerung an dieser Stelle wird ein identisches Netz zwischen den Bauteilen erzeugt, um die Elementanzahl zu verringern und die Genauigkeit zu steigern. Weiterhin werden die Bohrungen für die Heizpatronen und die Schrauben sowie die Heizpatronen und Schrauben selbst fein vernetzt, damit die zylindrische Geometrie möglichst gut dargestellt wird. Ohne diese Verfeinerung wird eine falsche Wärmestromdichte erzeugt [107]. Aufgrund der genannten Verfeinerungen wird der Diskretisierungsfehler minimiert.

### Netzverfeinerungsstudie

Zur Auswahl eines geeigneten Netzes wird eine Netzverfeinerungsstudie durchgeführt. Dazu wird die Knoten- und Elementanzahl durch einen definierten, prozentualen Faktor ausgehend von einem sehr groben Netz erhöht. Für die Netzverfeinerungsstudie wird die Randbedingung der Temperatur von 230 °C auf der Oberfläche der Heizpatronen verwendet. Durch die Auswahl der höchsten Temperatur werden maximale etwaige Fehler berücksichtigt. Demzufolge wird das Netz auf die max. Temperatur von 230 °C und auf einen minimalen thermischen Fehler optimiert. Der thermische Fehler kennzeichnet, auf Grundlage des Wärmestroms, Bereiche, die mit einem hohen Fehler behaftet sind und somit von einem verfeinerten Netz profitieren.

Die Abbildung 24 zeigt das Verhältnis zwischen dem thermischen Fehler und der Rechenzeit in Abhängigkeit der unterschiedlichen Elementanzahlen der Netze.

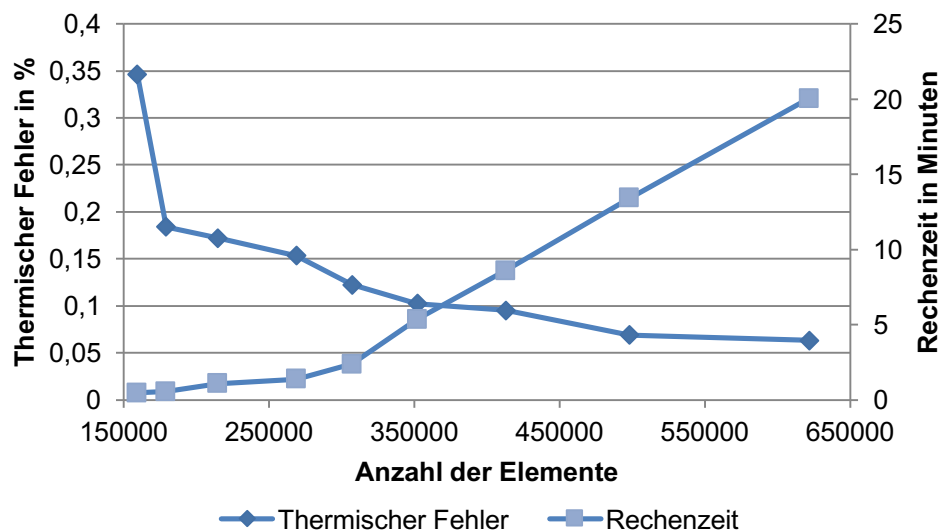


Abbildung 24: Verhältnis zwischen dem thermischen Fehler und der Rechenzeit in Abhängigkeit der Elementanzahl

Ausgehend von den unterschiedlichen Netzen wird folgend der Einfluss der Netzeinstellungen auf die Temperaturverteilung des Druckkopfs entlang des Pfades untersucht. Der Pfad wird entlang der Strömungskanals platziert und gibt die dort vorherrschenden Temperaturen wieder. Wie in der Netzverfeinerungsstudie wird dabei eine konstante Temperatur auf der Oberfläche der Heizpatronen von 230 °C vorgegeben. Zusätzlich wird der Betrieb der Lüfter mit einer erhöhten Konvektion an den Oberflächen der Kühlkörper vorgegeben. Der daraus entstehende Temperaturgradient zwischen Schmelzeinheit und Kühlkörpern führt zum größeren Unterschied der berechneten Temperaturen entlang des Pfades. Das Ergebnis dieser Untersuchung ist in Abbildung 25 präsentiert. Zu sehen ist, dass die unterschiedlichen Netze kaum Einfluss auf die berechneten Temperaturen entlang des Pfades haben. Insbesondere die Temperaturen in der Düse und der Schmelzeinheit weichen bei den unterschiedlichen



Netzen kaum voneinander ab. Die Temperaturen in den Kühlkörpern weisen on dem größten zum feinsten Netz eine vernachlässigbare Temperaturdifferenz von ca. 1 °C auf.

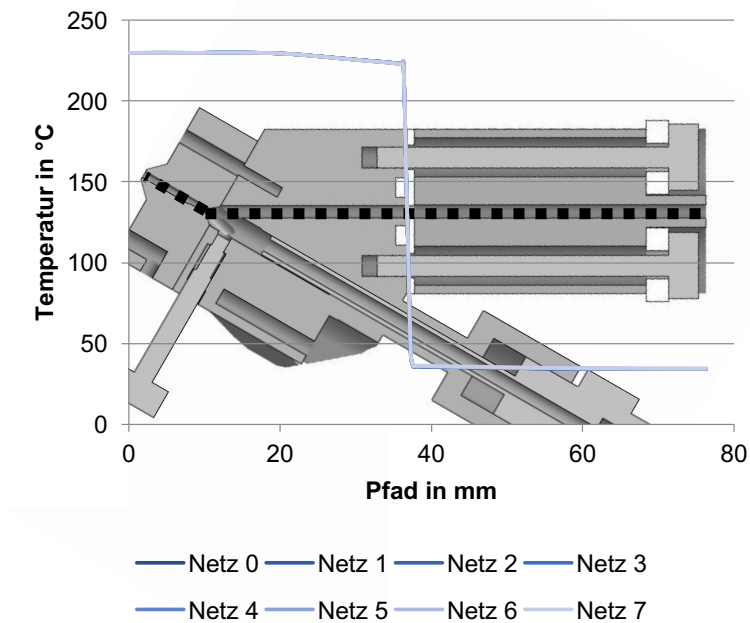


Abbildung 25: Temperatur entlang des Pfades für unterschiedliche Netze

Für die fortführenden Wärmeübertragungssimulationen wird das Netz 3 gewählt, weil diese Netzeinstellungen einen guten Kompromiss aus dem geringen thermischen Fehler und der geringen Rechenzeit darstellen. Das Netz 3 für den Druckkopf ist in der Abbildung 26 gezeigt.

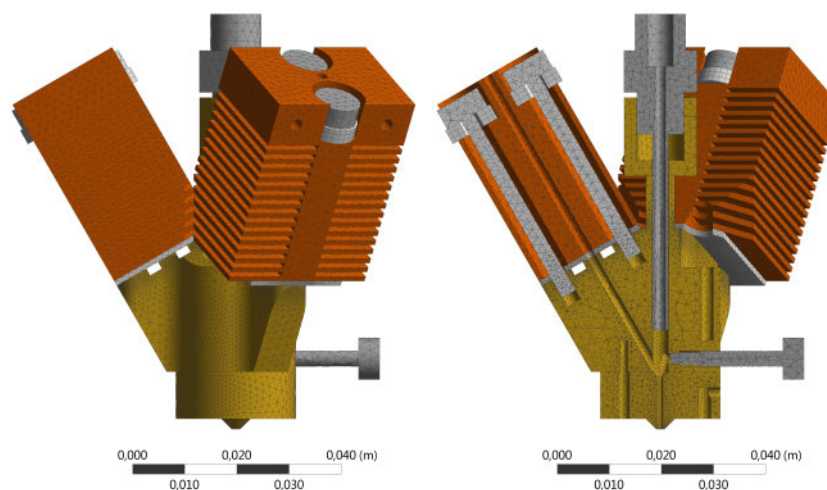


Abbildung 26: Netz 3 für die Wärmeübertragungssimulation des Druckkopfes

### Annahmen und Randbedingungen:

Zunächst einmal wird innerhalb der Wärmeübertragungssimulation angenommen, dass sich kein Filament innerhalb des Druckkopfs befindet. Der Wärmeentzug durch die fließende Polymerschmelze wird entsprechend in der anschließenden Strömungssimulation berücksich-

tigt. Somit gilt es in den Wärmeübertragungssimulationen die Temperaturverteilung des Druckkopfs im Ausgangszustand zu ermitteln, wodurch die Randbedingungen der Strömungssimulation definiert werden. Das Filament wird allerdings bei der Bewertung der Temperaturverteilung des Druckkopfs berücksichtigt. Als thermische Randbedingung wird auf den Mantelflächen der Heizpatronen eine definierte Temperatur von 170 °C, 190 °C, 210 °C sowie 230 °C appliziert. Alternativ wird eine Wärmestromdichte auf den Mantelflächen der Heizpatronen zur Durchführung von transienten Wärmeübertragungssimulationen vorgegeben. Die Umgebungstemperatur wird in der Wärmeübertragungssimulation mit 25 °C angenommen, wobei der Einfluss unterschiedlicher Umgebungstemperaturen im Anschluss ebenfalls untersucht wird.

### Wärmeleitung

In der Tabelle 7 sind die Wärmeleitfähigkeiten für die Werkstoffe des Druckkopfs aufgeführt. Bis auf die Wärmeleitfähigkeit der wärmeisolierenden Platten und Unterlegscheiben auf Glasfaser-Calciumsilikat werden die Wärmeleitfähigkeiten aus der Materialdatenbank in ANSYS Workbench übernommen. Die Wärmeleitfähigkeiten der wärmeisolierenden Platten und Unterlegscheiben werden vom Hersteller angegeben und betragen 0,08 W/m·°C und 0,24 W/m·°C. Die dazugehörigen Datenblätter dieser Bauteile können dem Anhang A.1 entnommen werden. Da ANSYS keine Wärmeübertragung zwischen den Schrauben und den Wänden der Bohrung in den Kühlkörpern aufgrund des großen Durchmesserunterschieds vorsieht, wird dem Simulationsmodell ein Hohlzylinder hinzugefügt. Dieser Hohlzylinder füllt das Volumen zwischen den Schrauben und den Wänden der Bohrung in den Kühlkörpern. Somit wird das Vorhandensein der Luft an dieser Stelle als thermischer Isolator berücksichtigt. Die Wärmeleitfähigkeit für Luft wird ebenfalls der Materialdatenbank in ANSYS entnommen und beträgt 0,026 W/m·°C. Für alle Werkstoffe des Druckkopfs werden vereinfachend lineare Wärmeleitfähigkeiten angenommen, da die experimentelle Ermittlung der nichtlinearen Wärmeleitfähigkeiten der eingesetzten Werkstoffe den Rahmen der Arbeit überschreiten.

Tabelle 7: Wärmeleitfähigkeiten der eingesetzten Werkstoffe und Gase

Werkstoffe und Gase	Bauteil	Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ [W/(m·K)]
Messing	Schmelzeinheit Düse	111
Kupfer	Kühlkörper	401
Edelstahl	CFK-Zuführung Schraube Heizpatronen	15,1
Glasfaser-Calciumsilikat	Isolierplatte Unterlegscheibe	0,08 und 0,24
Luft	Thermischer Isolator	0,026

### Konvektion (freie und erzwungene)

Freie Konvektion findet an allen Außenflächen des Druckkopfs in der Interaktion mit der Luft statt. Die ruhende Luft erwärmt sich an den beheizten Außenflächen des Druckkopfs, wodurch die Dichte der wandnahen Luft verringert wird. Durch die Dichteänderung werden Auftriebsströmungen erzeugt, die zur Kühlung des Druckkopfs führen. Zur Berücksichtigung dieses Effekts in der Simulation werden die Wärmeübergangskoeffizienten nach Empfehlung von [108] aus dem VDI Wärmeatlas [109] übernommen. Im Anwendungsfall des Druckkopfs wird mäßig bewegte Luft angenommen, wofür der VDI Wärmeatlas einen Wärmeübergangskoeffizienten zwischen  $3,5 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$  und  $35 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$  vorschlägt [109]. Die Annahme der nahezu ruhenden Luft ist insbesondere hinsichtlich der Einhausung des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs durch die Wände des Druckers realistisch. Somit wird ein konservativer Wert von  $4 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$  für alle Außenflächen der Bauteile des Druckkopfs ohne Betrieb der Lüfter angenommen (s. Tabelle 8). Zufolge des Betriebs der Lüfter wird vorrangig die erzwungene Konvektion auf den Oberflächen der Kühlkörper erhöht. Dieser Effekt wird durch einen Wärmeübergangskoeffizienten von  $35 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$  auf den Oberflächen der Kühlkörper berücksichtigt. Der Wert wird oberhalb der vorherigen Spanne von  $3,5 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$  und  $35 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$  gewählt, da keine ruhende Luft mehr vorherrscht. Zusätzlich hat der Betrieb der Lüfter einen Einfluss auf den Wärmeübergangskoeffizienten der restlichen Bauteiloberflächen. Da etwas Luft von den Lüftern auch auf die Oberfläche der Schmelzeinheit, der Düse und der weiteren Bauteile geleitet wird, beträgt der Wärmeübergangskoeffizient auf diesen Bauteiloberflächen  $5,5 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ . Zur experimentellen Validierung des Wärmeübergangskoeffizienten werden im weiteren Verlauf Aufheizverläufe des Druckkopfs experimentell ermittelt und transient simuliert.

Tabelle 8: Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit des Betriebs der Lüfter

Werkstoffe	Bauteile	Wärmeübergangskoeffizient $\alpha$ [W/(m <sup>2</sup> ·K)]	
		Ohne Lüfter	Mit Lüfter
Messing	Schmelzeinheit Düse	4	5,5
Kupfer	Kühlkörper	4	35
Edelstahl	CFK-Zuführung Schrauben	4	5,5
Glasfaser-Calciumsilikat	Isolierplatte Unterlegscheibe	4	5,5

### Strahlung

Für die Simulation ist der Emissionsgrad  $\varepsilon$  ein essentieller Kennwert. Dieser Emissionsgrad ist abhängig vom Werkstoff sowie der Oberflächenbeschaffenheit und wird durch das Kirch-

hoffsche Strahlungsgesetz beschrieben. Nach dem Gesetz von Stefan und Boltzmann besitzt der ideale Strahler, der Schwarze Körper, einen Emissionsgrad von 1, weil die gesamte auftreffende Strahlung absorbiert wird. Alle anderen Materialien besitzen einen Emissionsgrad zwischen 0 und 1. Weil die Strahlung der Bauteile stark exponentiell mit Temperatur ansteigt, wird diese Randbedingung nur auf die heißen Bauteiloberflächen der Schmelzeinheit und der Düse appliziert. Da diese Bauteile aus Messing bestehen wird nach dem VDI Wärmeatlas ein Emissionsgrad von 0,03 angenommen (s. Tabelle 9) ([106]; [109]).

Tabelle 9: Emissionsgrad der Schmelzeinheit und der Düse des Druckkopfs

Werkstoff	Bauteile	Emissionsgrad $\epsilon$
Messing	Schmelzeinheit Düse	0,03

### 5.2.2 Ergebnisse

In diesem Kapitel werden die Simulationsergebnisse für die Temperaturverteilung des Druckkopfs in Abhängigkeit der konstanten Temperatur von 170 °C, 190 °C, 210 °C sowie 230 °C auf der Oberfläche der Heizpatronen und den ein- und ausgeschalteten Lüftern aufgezeigt. Hierzu präsentiert die Abbildung 27 die Temperaturverteilung des Druckkopfs entlang des Pfades für alle Abhängigkeiten der Heizpatronentemperatur und der Betriebspunkte der Lüfter. Aus den Simulationsergebnissen geht hervor, dass ein erwünschter, steiler Temperaturgradient zwischen den Temperaturen der Schmelzeinheit und den Temperaturen der Kühlkörper vorliegt. Der steile Temperaturgradient ist erwünscht, um die verfrühte und unkontrollierte Aufschmelzung des Filaments zu verhindern. Der Temperaturgradient ist bei Betrieb der Lüfter besonders groß und erreicht das Maximum bei Temperaturen in der Schmelzeinheit von 230 °C und resultierenden Temperaturen in den Kühlkörpern von 35 °C. Somit senkt der Betrieb der Lüfter die Temperaturen in den Kühlkörpern um maximal 55 °C bei 230 °C in der Schmelzeinheit. Während die Temperaturen in den Kühlkörpern ohne Lüfter stark von der eingestellten Temperatur auf den Heizpatronen abhängt, verändern sich die Temperaturen in den Kühlkörpern bei Betrieb der Lüfter zufolge unterschiedlicher Heizpatronentemperaturen kaum. Hingegen bleiben die Temperaturen in der Schmelzeinheit und der Düse trotz der leicht erhöhten Konvektion zwischen den Betriebszuständen der Lüfter nahezu unverändert. Sowohl die Temperaturen in der Schmelzeinheit und der Düse sowie in den Kühlkörpern sind sehr homogen verteilt. Die sinkenden Temperaturen entlang der Schmelzeinheit sind auf die Konstruktion des Druckkopfs zurückzuführen. In Nähe der Wärmeisolierungsplatten ist die Schmelzeinheit mit dünnen Stegen ausgestattet, wodurch möglichst wenig Wärme an die Wärmeisolierungsplatten geleitet wird. Aufgrund des höheren Oberflächen-

Volumenverhältnisses im Bereich der Stege hat die Konvektion einen größeren Einfluss und bewirkt niedrigere Temperaturen.

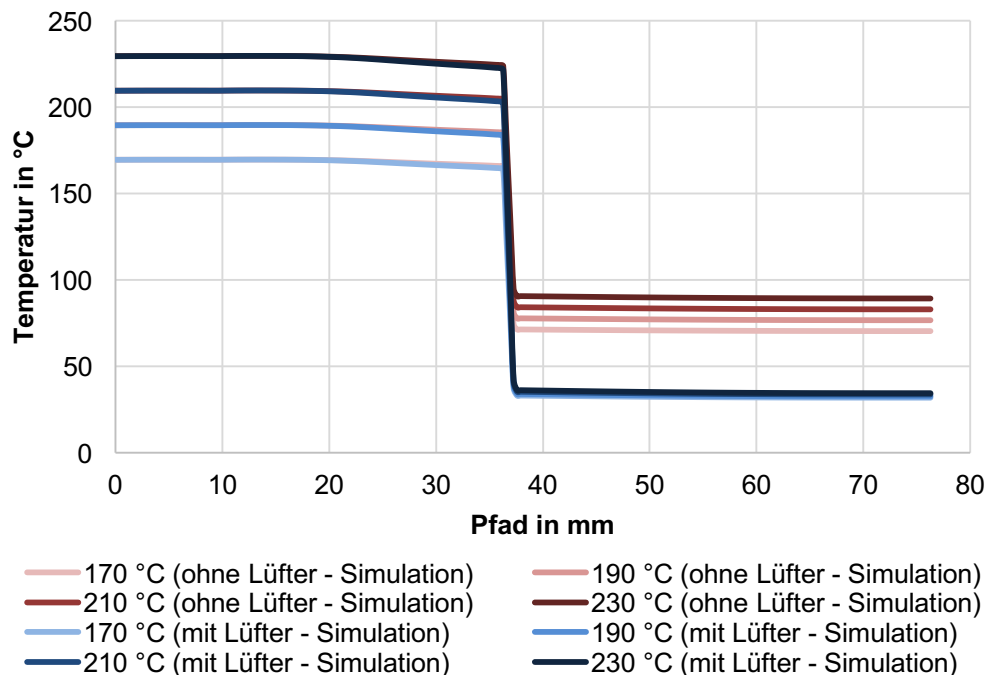


Abbildung 27: Temperaturen entlang des Pfades bei 170 °C, 190 °C, 210 °C sowie 230 °C für ein- und ausgeschaltete Lüfter

Zur detaillierteren Anschauung der Temperaturverteilung in dem Druckkopf werden folgend beispielhaft die Simulationsergebnisse für eine Heizpatrontemperatur von 230 °C sowie ein- und ausgeschalteten Lüftern verglichen (s. Abbildung 28). Diese Randbedingungen werden gewählt, weil der Unterschied in der Wärmeverteilung des Druckkopfs am größten ist, wodurch der Einfluss des Lüfters auf die Wärmeverteilung am besten aufgezeigt wird. Der Abbildung 28 ist zu entnehmen, dass die maximale Temperatur, aufgrund der Randbedingung der Heizpatronen, 230 °C in beiden Fällen beträgt. Die minimale Temperatur unterscheidet sich mit ca. 55 °C stark und bestätigt den steileren Temperaturgradienten bei dem Betrieb der Lüfter. In beiden Fällen wird viel Wärme über die Schrauben abgegeben, welche durch den größeren Bohrungsdurchmesser der Kühlkörper und der wärmeisolierenden Luft wenig Wärme an die Kühlkörper weiterleiten. Zusätzlich ist die Temperatur der Schrauben in Richtung der Lüfter durch die Positionierung der Lüfter und damit der erhöhten Konvektion auf den Schrauben niedriger.

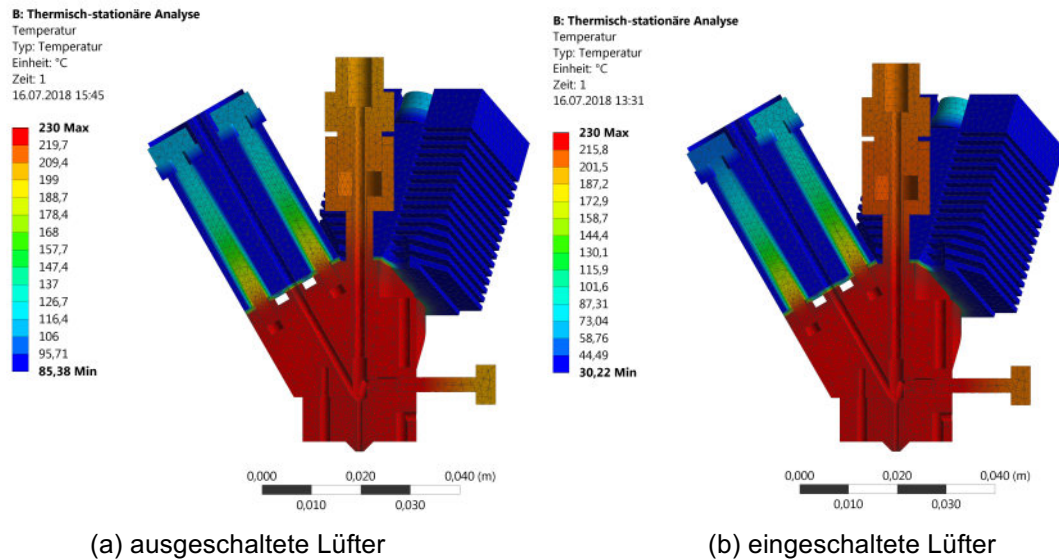


Abbildung 28: Temperaturen im Druckkopf bei 230 °C Heiztemperatur

Innerhalb der Abbildung 29 ist die Temperaturverteilung in der Düse und der Schmelzeinheit bei einer Heizpatronentemperatur von 230 °C und beiden Betriebszuständen der Lüfter aufgezeigt. Durch den Betrieb der Lüfter ist die Differenz aus dem Temperaturmaximum und -minimum mit 20,3 °C um ca. 2 °C höher als ohne den Betrieb der Lüfter. Zusätzlich führt der Betrieb der Lüfter zur Komprimierung der sehr heißen Zone nahe der Heizpatronen. Als positiv ist die homogene Temperaturverteilung in der Düse mit der eingestellten Temperatur von 230 °C zu beurteilen. Dies begünstigt eine genaue Temperatursteuerung der Temperaturen an der Düsenöffnung, wodurch die Fließeigenschaften der Polymerschmelze beeinflusst werden. Weiterhin führt die homogene Temperaturverteilung zur Reduzierung der möglichen Degradation der Polymerschmelze, da die gemessenen Temperaturen durch die Temperatursensoren in der Schmelzeinheit und der Düse nicht stark von der Temperatur im Inneren der Bauteile abweicht. Die Position der Heizpatronen führt zu tendenziell höheren Temperaturen im dargestellten Strömungskanal gegenüber den zwei weiteren Strömungskanälen. Diese Differenz war allerdings in allen Wärmesimulationen vernachlässigbar gering, sodass für die Strömungssimulation die gleiche Temperaturverteilung für alle Strömungskanäle angenommen wird.



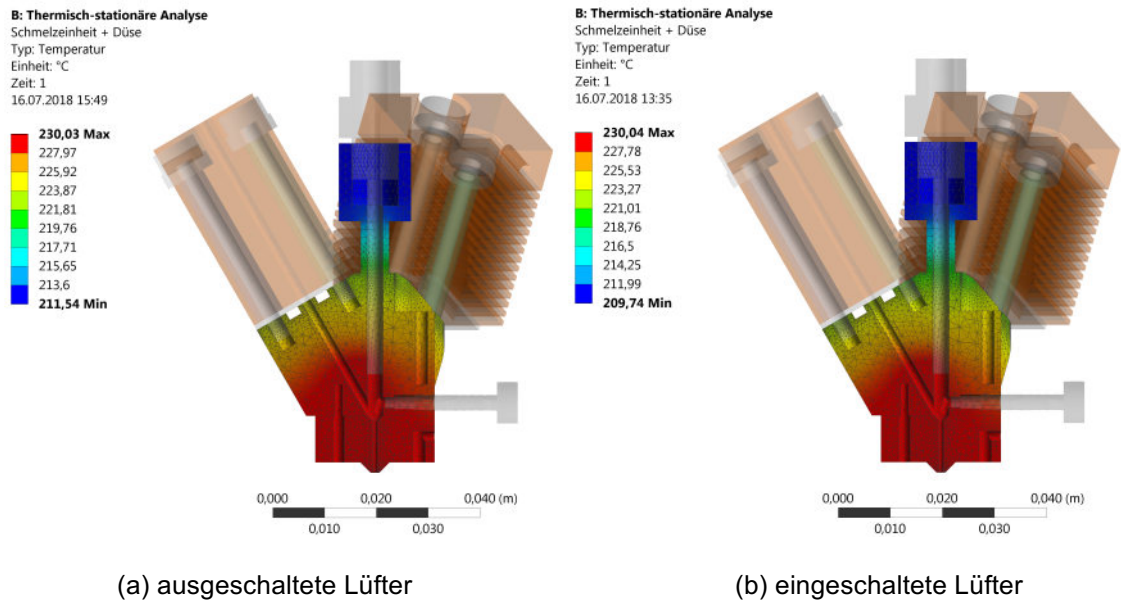


Abbildung 29: Temperaturen der Schmelzeinheit und der Düse bei 230 °C Heiztemperatur

Die Abbildung 30 visualisiert die homogene Temperaturverteilung in den Kühlkörpern bei beiden Betriebspunkten der Lüfter. Die Differenz der Temperaturmaxima- und minima betragen in beiden Betriebspunkten ca. 2,4 °C.

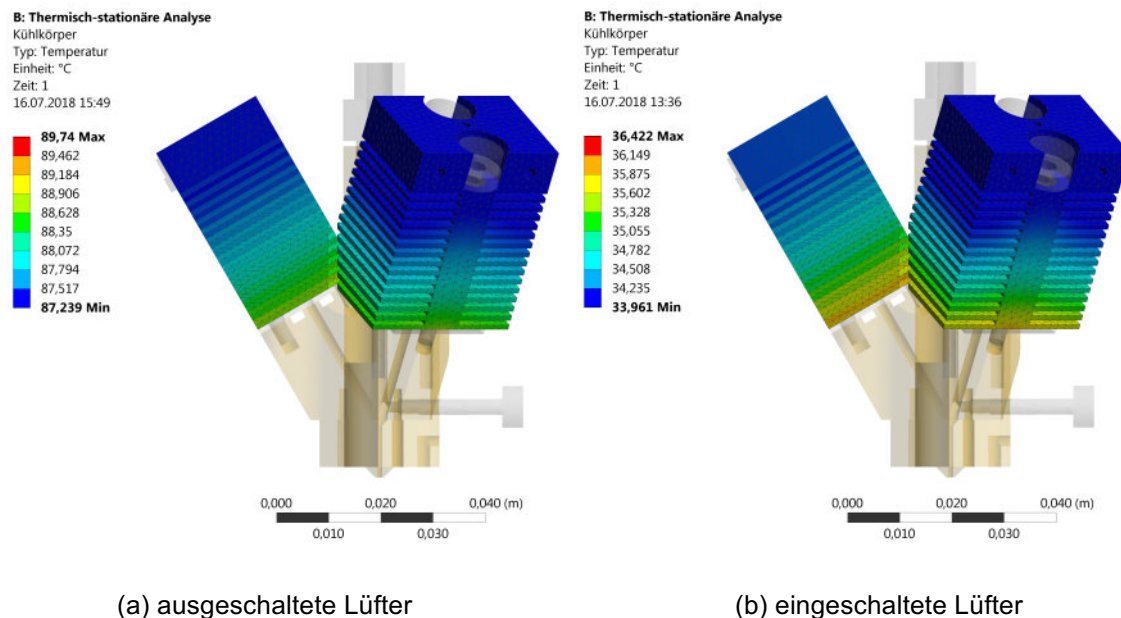


Abbildung 30: Temperaturen der Kühlkörper bei 230 °C Heiztemperatur

### Abhängigkeit der Ergebnisse von der Umgebungstemperatur

Zur Untersuchung des Einflusses der genauen Umgebungstemperatur auf die Temperaturverteilung am Druckkopf, werden Wärmeübertragungssimulationen mit unterschiedlichen Ausgangstemperaturen durchgeführt. Ein hoher Einfluss der Umgebungstemperatur hätte

zur Folge, dass reproduzierbare Bauteilqualitäten im Strangablageverfahren unrealisierbar wären [58]. In den Simulationen wurde nachgewiesen, dass die Ausgangstemperatur einen sehr kleinen Einfluss auf die Temperaturen im Druckkopf hat. Der größte Einfluss zeigt sich in den Temperaturen der Kühlkörper, die einer erhöhten erzwungenen Konvektion durch die montierten Lüfter unterliegen [56]. Dieser Einfluss der Ausgangstemperatur wird für die reale Temperaturverteilung ebenfalls angenommen.

## 5.3 Experimentelle Validierung

### Neue Temperaturregelung

Durch die Zweipunktregelung sowie der hohen Leistung der Heizpatronen schwankt die Temperatur stark um die, in der elektronischen Ansteuerung, eingestellte Temperatur. Die Temperaturschwankung beträgt bei allen untersuchten eingestellten Temperaturen zwischen 170 °C und 230 °C etwa  $\pm 10$  °C. Zusätzlich weichen die eingestellten Temperaturen um 10 °C von der realen Temperatur im Druckkopf ab. Zur Beseitigung dieser Störgrößen wird eine neue Temperaturregelung mittels eines Leistungsreglers in das bestehende System integriert. Der Leistungsregler ermöglicht die Einstellung definierter Leistungen per Phasenanschnitt, reguliert durch ein Potentiometer.

Die Abbildung 31 zeigt beispielhaft den Unterschied der Temperaturen in der Schmelzeinheit des Druckkopfs bei eingestellten 190 °C durch beide Regler. Daraus geht hervor, dass die Temperaturen im Druckkopf durch den neuen Leistungsregler spezifisch auf die gewünschte Temperatur eingestellt werden können. Weiterhin schwankt die Temperatur bei Verwendung des Leistungsreglers kaum und ermöglicht damit stabile Messungen. Somit wird der Leistungsregler für alle folgenden Experimente angewendet.

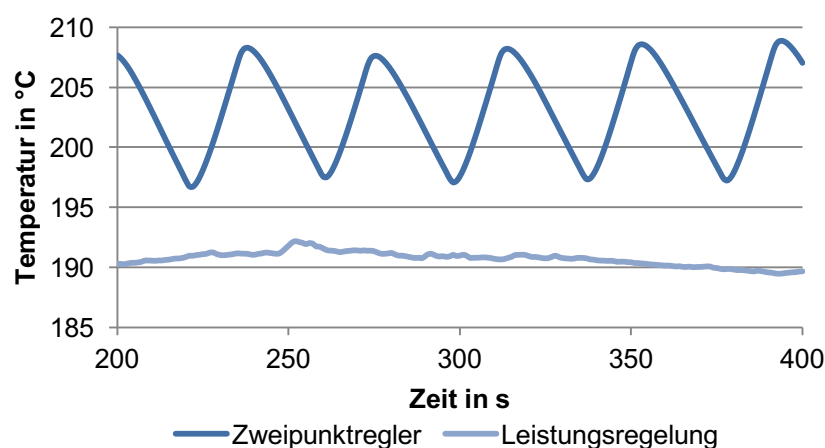


Abbildung 31: Vergleich der alten und neuen Temperaturregelung



### Validierung der Wärmeverteilung im Druckkopf

Folgend werden zwei Varianten vorgestellt, mit denen Messungen der Temperaturen an diskreten Stellen des Druckkopfs durchgeführt werden. Diese experimentellen Messdaten werden zur Validierung der Simulation anschließend mit den Simulationsergebnissen verglichen.

#### **Variante 1:** Thermoelement-Datenlogger

Mittels eines Thermoelement-Datenloggers wird die Wärmeverteilung im Druckkopf bei unterschiedlich eingestellten Temperaturen gemessen. Als Hardware wird das cDAQ-9171 als busgespeistes CompactDAQ-USB-Chassis in Verbindung mit dem Temperaturmessmodul TB-9212 verwendet. Beide Hardware-Komponenten werden von der Firma „National Instruments“ hergestellt. Anhand von sechs Thermoelementen des Typ K, die an das Temperaturmessmodul angeschlossen sind, werden die Temperaturen des Druckkopfs an fünf diskreten Stellen gemessen. Ein Thermoelement befindet sich in der Düse, eines in der Schmelzeinheit, ein weiteres unterhalb der Wärmeisolierungsplatte und die drei letzten sind in dem Kühlkörper platziert (s. Abbildung 32).

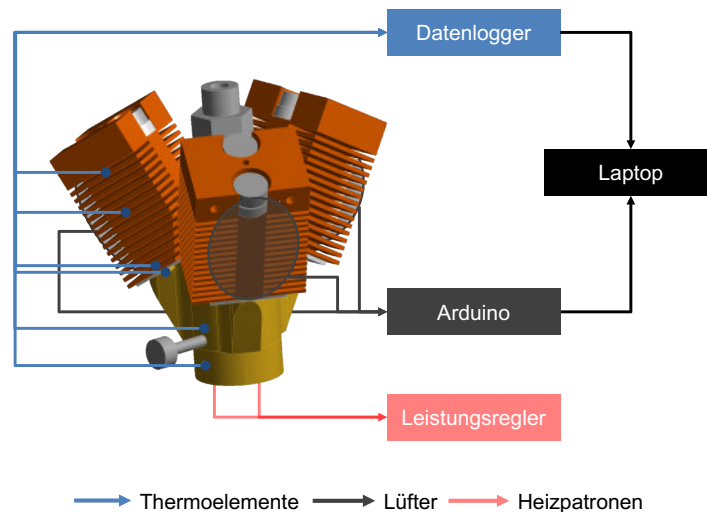


Abbildung 32: Versuchsaufbau zur Validierung der Wärmeverteilung mittels Thermoelemente

Anhand des Versuchsaufbaus wird der Einfluss der Lüfter auf die Wärmeverteilung im Druckkopf untersucht. Die zwei untersuchten Betriebspunkte der Lüfter stellen zum einen den eingeschalteten Zustand bei voller Leistung und zum anderen den ausgeschalteten Zustand dar. In beiden Betriebspunkten wird die Temperatur der Schmelzeinheit auf dieselben Temperaturen über den Leistungsregler eingestellt. Ebenso wird die jeweilige Einstellung über eine Stunde lang gehalten, um eine stationäre Wärmeverteilung im Druckkopf gleich der Simulation zu garantieren (s. Anhang A.3).

Die Ergebnisse der experimentellen Versuche sind in der Abbildung 33 gezeigt. Die roten Markierungen stellen die experimentellen Ergebnisse bei ausgeschalteten und die blauen Punkte stellen die Ergebnisse bei eingeschalteten Lüftern dar. Je dunkler die Farbe des

Punkts, desto höher ist die Temperatur. Dabei fällt auf, dass die Temperaturen in der Düse, der Schmelzeinheit sowie unterhalb der Wärmeisolierungsplatte kaum Abweichungen zwischen beiden Betriebspunkten der Lüfter aufweisen. Der Grund liegt darin, dass die Temperaturen an diesen diskreten Stellen durch den Leistungsregler auf dieselbe Temperatur eingestellt werden. Für den Betriebspunkt des eingeschalteten Lüfters wird, aufgrund der gesteigerten Konvektion, deutlich mehr Leistung zur Erreichung derselben Temperatur in der Schmelzeinheit angewendet. Die Temperaturen in den Kühlkörpern sind relativ homogen verteilt und zeigen eine starke Abhängigkeit von dem Betriebspunkt der Lüfter. So wird die Temperatur in den Kühlkörpern durch die eingeschalteten Lüfter um ca. 45 °C gegenüber den ausgeschalteten Lüftern gesenkt. Diese Temperaturdifferenz der Kühlkörper zwischen ein- und ausgeschalteten Lüftern ist größer, je höher die Temperatur in der Schmelzeinheit eingestellt wird. Weiterhin unterscheiden sich die Temperaturen in dem Kühlkörper bei allen eingestellten Temperaturen in der Schmelzeinheit und eingeschalteten Lüftern kaum im Vergleich zu ausgeschalteten Lüftern.

Die Temperaturen entlang des Pfades innerhalb der Simulation sind als Linien mit übereinstimmender Farbe zu den experimentellen Ergebnissen dargestellt. Die Abweichung zwischen den Simulationsergebnissen und den experimentellen Ergebnissen ist gering. Der durchschnittliche Fehler aus allen experimentellen Daten im Vergleich zur Simulation beträgt 1,27 %. Der maximale Fehler wird bei 230 °C und 76 mm Pfadlänge mit 3,43 % verzeichnet. Die geringen Fehler bestätigen die Validität der Simulation zur Bestimmung der Temperaturverteilung im Druckkopf bei beiden Betriebszuständen der Lüfter.

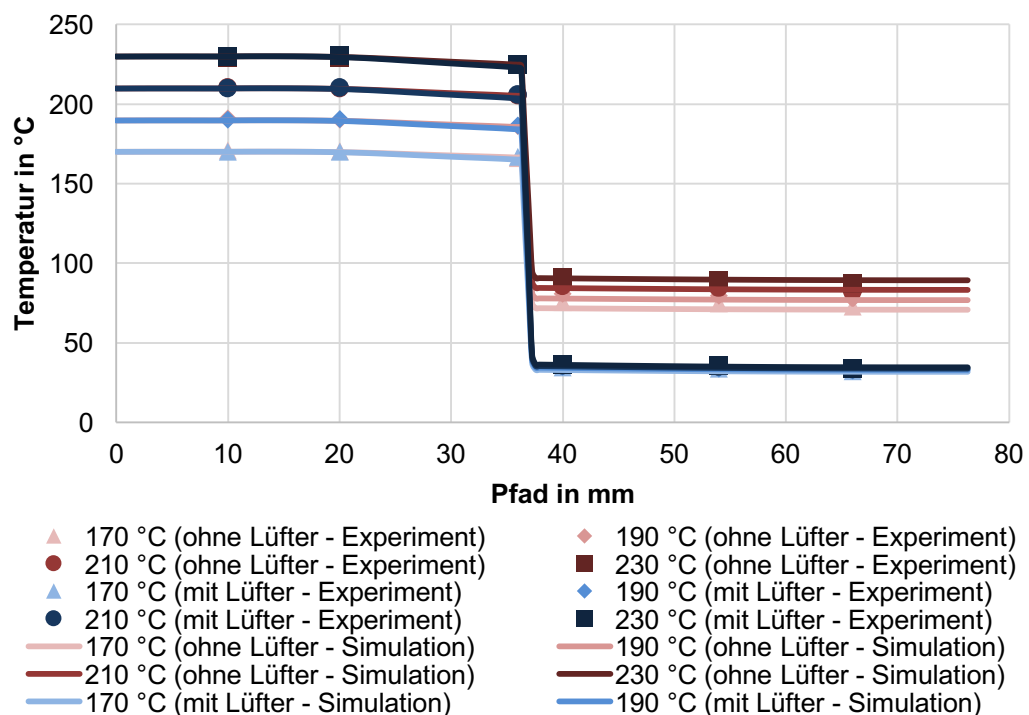


Abbildung 33: Temperaturverteilung des Druckkopfs bei ein- und ausgeschalteten Lüftern

Durch die Simulation und die experimentellen Versuche wird die Effizienz der Lüfter hinsichtlich geringer Temperaturen in den Kühlkörpern und damit der Ermöglichung eines großen Temperaturgradienten zwischen der Schmelzeinheit und der Kühlkörper aufgezeigt. Demzufolge ist der Betrieb der Lüfter bei voller Leistung insbesondere bei hohen Temperaturen in der Schmelzeinheit wichtig, um die Temperaturen in den Kühlkörper unterhalb der Glasübergangstemperatur des PLAs zu halten.

#### **Variante 2: Infrarot-Wärmebildkamera**

Zusätzlich zu den Temperaturmessungen mit Thermoelementen, werden die Simulationen anhand einer Mittelwellen-Infrarot-Wärmebildkamera validiert. Als Hardware wird eine Optris PI 640 mit Focal-Plane-Array und einer optischen Auflösung von 640 x 480 Pixel verwendet. Der Spektralbereich beträgt 7,5 bis 13 Mikrometer und die thermische Empfindlichkeit 75 Millikelvin. Auf der Kamera ist ein Germanium-Objektiv mit einem vertikalen Bildwinkel von 25° und einem horizontalen Bildwinkel von 33° sowie einer festen Brennweite von 18,7 mm installiert. Die Systemgenauigkeit beträgt +2% der gemessenen Temperaturen. Als Analysesoftware wird Optris PIX Connect angewendet.

Für die Untersuchungen mit der Infrarot-Wärmebildkamera werden die gleichen Versuchsbedingungen verwendet wie in den Temperaturmessungen mit Thermoelementen. Der Druckkopf wird stationär bei aktiven Lüftern und einer Temperatur von 230 °C innerhalb der Schmelzeinheit untersucht. Bei der Anwendung von Infrarot-Wärmbildern ist insbesondere die Einstellung eines geeigneten Emissionsgrad auf den zu messenden Oberflächen von Bedeutung. Je größer die Differenz zwischen der Temperatur des Messobjekts und der Umgebungstemperatur und je kleiner der Emissionsgrad des Messobjekts, desto größer ist der Fehler bei falsch eingestelltem Emissionsgrad. In diesem Versuch ist sowohl die Temperaturdifferenz zwischen der 230 °C heißen Schmelzeinheit und der Umgebungstemperatur als auch der geringe Emissionsgrad der metallischen Oberflächen des Druckkopfs vorhanden. Aus diesem Grund wird zur Minimierung des Fehlers Kapton-Band mit einem bekannten, hohen Emissionsgrad von ca. 0,95 auf die Oberflächen der Schmelzeinheit, der Düse und der Kühlkörper appliziert. Dort nimmt das Kapton-Band die Temperatur der Oberflächen auf und wird anschließend mit der Infrarot-Wärmebildkamera nach der Einstellung des korrekten Emissionsgrads von 0,95 aufgezeichnet. Zur zusätzlichen Validierung der Ergebnisse wird die Umgebungstemperatur sowie die Temperatur in der Schmelzeinheit mit einem Thermoelement abgeglichen.

Die Abbildung 34 zeigt das Infrarot-Wärmebild bei einer eingestellten Temperatur in der Schmelzeinheit von 230 °C. Die Temperaturen der Bauteiloberflächen werden über eine homogene Farbskalierung, gleich der Simulation, zwischen 26,7 °C und 230 °C dargestellt. Die Areas werden dazu genutzt, die Durchschnittstemperaturen in diesen Bereichen zu ermitteln.

Dabei weist die Schmelzeinheit sowie die Düse (Area 1) eine gleichmäßige Temperaturverteilung bei einer Durchschnittstemperatur von 228,7 °C auf, die anhand des Thermoelements zusätzlich validiert wurde. Die leichten Schwankungen der Temperatur in der Area 1 werden auf Reflexionen zurückgeführt. Die Durchschnittstemperatur des Kühlkörpers (Area 2) hingegen beträgt 35,7 °C. Beide Ergebnisse erfüllen die Erwartungen und sind den Temperaturmessungen mit Thermoelementen sowie den Simulationsergebnissen sehr ähnlich. Als weitere Validierung zeigt die Software in der Umgebung die Raumtemperatur von 26,7 °C an. Die Temperaturen der Zuführung des Kohlefaserrovings sind nicht valide, da kein Kapton-Band auf diese Oberflächen appliziert wurde. Demnach sind die Temperaturen in der Zuführung höher als in der Abbildung angezeigt.

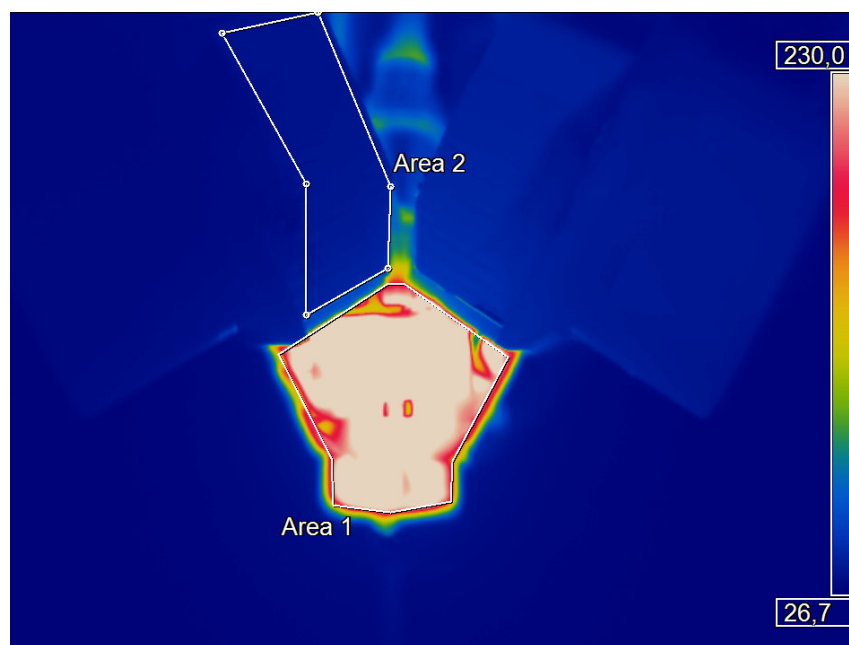


Abbildung 34: Infrarot-Wärmebild des Druckkopfs bei 230 °C

### **Validierung des dynamischen Verhaltens**

Zur Validierung des dynamischen Temperaturverhaltens im Druckkopf werden drei Aufheizkurven für die Temperaturen in der Schmelzeinheit gemessen. Dafür werden die Heizpatronen des Druckkopfs zwei unterschiedlichen, konstanten Leistungen durch den Leistungsregler versorgt, um den Einfluss der Leistungssteigerung zu berücksichtigen. Die Spannungen an den Heizpatronen werden parallel durch einen Oszilloskopen ermittelt und betragen 58,6 V sowie 68,1 V. Mit dem spezifischen Widerstand der einzelnen Heizpatronen von 276,2 Ohm und 280,4 Ohm ergeben sich die Leistungen von 12,45 W und 16,54 W für die Gelb gekennzeichnete sowie 12,42 W und 16,78 W für die Rot gekennzeichnete Heizpatrone. Demnach betragen die Gesamtleistungen 24,87 W und 33,32 W. Bei beiden Leistungen werden die Lüfter, aufgrund der vorherigen Empfehlung zum Betrieb der Lüfter, eingeschaltet. Dennoch wird der Einfluss der ausgeschalteten Lüfter durch eine Temperaturmessung

bei der geringen Leistung untersucht. Die Temperaturentwicklung in der Schmelzeinheit über die Zeit wird mittels eines Thermoelements und dem Temperaturmessmodul NI 9212 aufgezeichnet.

Zur Simulation des dynamischen Verhaltens wird aus den Dimensionen der Heizpatrone und der ermittelten Leistungen die Wärmestromdichte gemäß (13) als Randbedingung für die Mantelfläche der Heizpatrone ermittelt:

$$\dot{q}_h = \frac{q_h}{A_M} = \frac{q_h}{2 \cdot \pi \cdot r_M \cdot l_M} \quad (13)$$

mit der Mantelfläche  $A_M$ ,

dem Wärmestrom  $q_h$ ,

dem Radius  $r_M$  sowie

der Mantellänge  $l_M$  der Heizpatronen

Da die Leistung der Heizpatronen nahezu verlustfrei in Wärmeströme umgesetzt wird, resultieren folgende Ergebnisse für die Wärmestromdichte:

- Gelbe Heizpatrone: bei 12,45 W: 19989,86 W/m<sup>2</sup> und bei 16,54 W: 26999,21 W/m<sup>2</sup>
- Rote Heizpatrone: bei 12,42 W: 20280,42 W/m<sup>2</sup> und bei 16,78 W: 27390,97 W/m<sup>2</sup>

Die Abbildung 35 zeigt die experimentellen und simulierten Ergebnisse zum dynamischen Temperaturverhalten des Druckkopfs. Dabei sind die experimentellen Ergebnisse durch die rote Färbung und die Simulationsergebnisse durch die blaue Färbung gekennzeichnet. Aufgrund der langen experimentellen Temperaturmessungen von über 2000 Sekunden und der hohen benötigten Rechenleistung wurden die jeweiligen Simulationen auf die ersten 600 Sekunden begrenzt. Dabei weisen die Simulationsergebnisse einen guten Temperaturverlauf zu den experimentellen Ergebnissen auf. Die konvergierten simulierten und experimentellen Temperaturen werden, ausgehend von den jeweiligen Randbedingungen, zusätzlich durch stationäre Simulationen bestätigt. Die leichten Abweichungen der Ergebnisse unterliegen den linearen Randbedingungen in der Simulation, während in Realität nichtlineare Randbedingungen herrschen. Da der Fokus der Arbeit auf die stationäre Temperaturverteilung im Druckkopf liegt, wird die Untersuchung der nichtlinearen Randbedingungen nicht weiter forciert. Ein weiterer Grund zur Differenz der Ergebnisse liegt den Spannungsschwankungen des Leistungsreglers zugrunde. Die Spannung schwankt ungefähr um  $\pm 4$  V und hat somit direkten Einfluss auf das dynamische Temperaturverhalten des Druckkopfs. Eine prägnante Schwankung kann beispielsweise in dem experimentellen Temperaturverlauf für 24,87 W ohne den Betrieb der Lüfter ab Sekunde 1700 verzeichnet werden.

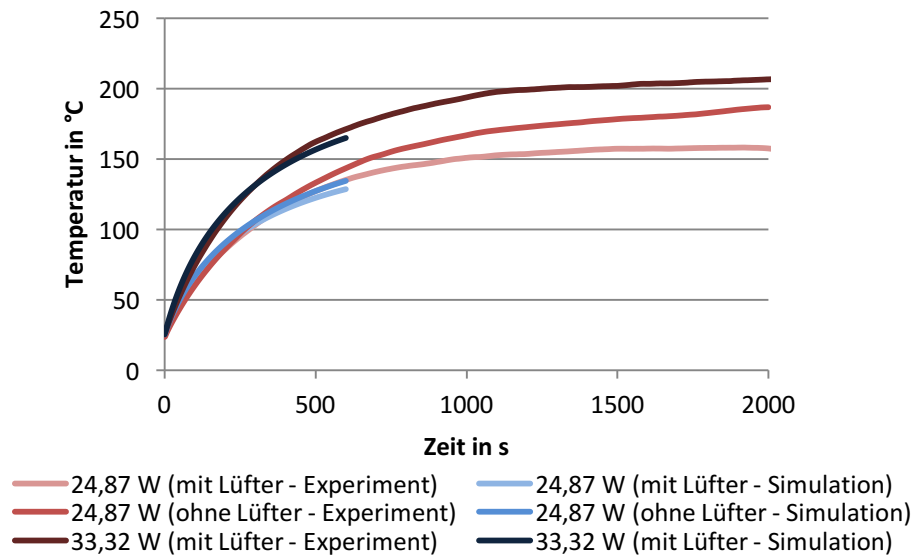


Abbildung 35: Dynamisches Temperaturverhalten des Druckkopfs

### Einfluss der Filamentförderung auf die Wärmeverteilung

Abschließend wird der Einfluss der Filamentförderung auf die Wärmeverteilung im Druckkopf untersucht. Hierzu werden die Heizpatronen des Druckkopfs über den neuen Leistungsregler mit einer konstanten Leistung versorgt. Sobald die Schmelzeinheit eine konvergierte Temperatur erreicht hat, wird das Filament gefördert und der Einfluss auf die Temperatur der Schmelzeinheit und der Düse untersucht. Dabei wird deutlich, dass die Förderung des PLAs kaum Einfluss auf die Temperatur der Schmelzeinheit und der Düse nimmt. Der geringe Wärmeentzug wird durch die niedrige Wärmeleitfähigkeit des PLAs sowie durch die hohen spezifischen Wärmekapazitäten der Schmelzeinheit aus Messing begründet. Die Beobachtung des geringen Wärmeentzugs durch das strömende Filament wird durch [57] bestätigt.

Innerhalb der realen Anwendung, bei der die Temperatur mittels Zweipunktregler oder PID-Regler kontrolliert wird, ist der Einfluss der Filamentförderung auf die Wärmeverteilung noch geringer. Zum einen weil die Heizpatronen nicht auf voller Leistung betrieben werden. Somit wird der minimale Wärmeentzug, ausgehend von der Schmelzung des Filaments, durch eine regelungsgesteuerte Leistungsaufnahme revidiert. Zum anderen sind die aktuellen Vorschubgeschwindigkeiten des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckers so gering, dass der begrenzte Massenstrom keinen starken Wärmeentzug erzeugt.

### Fehleranalyse

Die Ergebnisse einer numerischen Simulation stellen immer eine Näherungslösung der realen, exakten Zustände dar. Aus diesem Grund müssen mögliche Fehlerursachen identifiziert und bestenfalls quantifiziert werden, um belastbare Simulationsergebnisse vorzuweisen. Hinsichtlich der Fehlerursachen wird zwischen Idealisierungs-, Diskretisierungs- und numeri-

schen Rundungsfehlern unterschieden, deren Quantifizierung nur begrenzt möglich ist. Der Idealisierungsfehler beruht auf die Vereinfachungen des Simulationsmodells und sind ingenieurmäßig vertretbar, führen allerdings Abweichungen. Dazu zählt die Annahme der linearen thermischen Randbedingungen, während in Realität nichtlineare thermische Werkstoffeigenschaften in Abhängigkeit der jeweiligen Werkstoffzusammensetzung bzw. Legierung vorherrschen. Weiterhin führt die Übernahme der Randbedingungen zu den thermischen Werkstoffeigenschaften aus der Literatur und der Materialdatenbank in ANSYS zu einem voraussichtlich kleinen Fehler. Die transienten Wärmeübertragungssimulationen zeigen auf, dass eine leichte Abweichung der Simulationsergebnisse zu den experimentellen Ergebnissen bei höheren Temperaturen voraussichtlich zufolge eines falschen Emissionsgrad vorherrschen. Aus diesem Grund wird zur fortführenden Untersuchung der transienten Temperaturverteilungen im Druckkopf die Modifizierung der nichtlinearen thermischen Randbedingungen des Simulationsmodells empfohlen. Der Diskretisierungsfehler entsteht durch die Vermeidung einer unendlich feinen Diskretisierung zu Gunsten der Rechenzeit. Der Einfluss des Diskretisierungsfehlers auf die Simulationsergebnisse wird innerhalb dieser Wärmeübertragungssimulationen durch die Durchführung der Netzverfeinerungsstudie minimiert, weil eine hohe Diskretisierungsgüte erreicht wird. Weiterhin sei der numerische Rundungsfehler erwähnt, dessen Einfluss auf die Simulationsergebnisse am geringsten ist. Dieser Rundungsfehler entstammt dem begrenzten Speicherplatz zur Darstellung einer Zahl, sodass diese Zahl fehlerbehaftet ist. Durch den Vergleich der experimentellen Ergebnisse mit den Simulationsergebnissen wird die Validität des Simulationsmodells der Wärmeübertragungssimulation nachgewiesen, indem der durchschnittliche Fehler nur 1,27 % beträgt. Der Fehler wird zusätzlich zu den bereits genannten Fehlern, durch die experimentellen Messungen der Temperaturverteilung nach der Bauteiloberflächen begründet, während in der Simulation die Temperatur entlang des Strömungskanals dargestellt wird.

## 6 Strömungsanalyse

Die vorherige Simulation der Wärmeübertragung bildet mit den Informationen über die Wärmeverteilung innerhalb des Druckkopfs den Ausgangspunkt für die folgende Strömungssimulation. Diese Strömungssimulation wird in ANSYS Fluent nach Finite-Volumen-Methode durchgeführt. Zuvor werden allerdings die Grundlagen der Strömungsmechanik näher erläutert, auf denen die Strömungssimulation basiert.

### 6.1 Grundlagen der Strömungsmechanik

Rohrströmungen, wie im Fall des Druckkopfs, stellen eine Sonderform der Grenzschichtströmung dar. Aufgrund der hohen Reibungskräfte in Wandnähe wird das Fluid über den gesamten Umfang bis auf  $v = 0$  abgebremst. Ausgehend von der wandnahen Schicht erhöht sich die Geschwindigkeit der reibungsarmen Innenströmung bis auf einen Maximalwert am Rohrradius. Im Allgemeinen werden zwei charakteristische Strömungsprofile, laminar und turbulent, unterschieden (s. Abbildung 36). Diese Strömungsprofile werden im Folgenden näher erläutert.

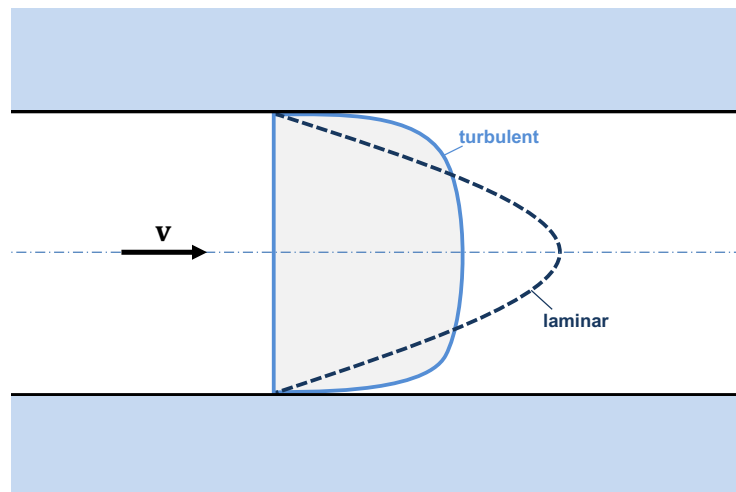


Abbildung 36: Strömungsprofile in Rohrströmungen

#### Laminare Strömung

Laminare Strömungen sind dadurch gekennzeichnet, dass die Fluidschichten nicht miteinander interagieren und somit keine Turbulenzen entstehen. Für die mathematische Darstellung der stationären, inkompressiblen Strömung wird die Navier-Stokes-Gleichung angewendet:

$$\rho (\mathbf{u} \cdot \nabla) \cdot \mathbf{u} = \nabla \cdot \left[ -p \cdot \mathbf{I} + \eta (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T) - \frac{2}{3} \cdot \eta \cdot (\nabla \cdot \mathbf{u}) \cdot \mathbf{I} \right] + \mathbf{F} \quad (14)$$



$$\nabla \cdot (\rho \cdot \mathbf{u}) = 0 \quad (15)$$

mit der Dichte  $\rho$ ,  
 dem Geschwindigkeitsvektor  $\mathbf{u}$ ,  
 dem Druck  $p$ ,  
 der Dynamischen Viskosität  $\eta$  sowie  
 der Volumenkraftdichte  $\mathbf{F}$

### **Turbulente Strömung**

Turbulente Strömungen weisen ein dreidimensionales Strömungsfeld mit rotationsbehafteten, instationären Verwirbelungen zur Hauptströmung auf. Der Grund für Verwirbelungen liegt in dem großen Gradienten der Strömungsgeschwindigkeit quer zur Strömungsrichtung.

### **Bestimmung des Strömungsprofils**

Zur Bestimmung des Strömungsprofils innerhalb des Druckkopfes dient die dimensionslose Reynolds-Zahl. Die Reynolds-Zahl gibt das Verhältnis von Trägheits- zu Zähigkeitskräften an und wird für Rohrströmungen folgendermaßen beschrieben:

$$\text{Re} = \frac{\rho \cdot v \cdot d_D}{\eta} \quad (16)$$

mit der Dichte des Fluides  $\rho$ ,  
 der Strömungsgeschwindigkeit des Fluides  $v$ ,  
 dem Düseninnendurchmesser  $d_D$  sowie  
 der dynamischen Viskosität  $\eta$

Eine laminare Strömung tritt unterhalb der kritischen Reynolds-Zahl  $\text{Re}_{\text{krit}} = 2300$  auf. Turbulente Strömungen sind oberhalb einer Reynolds-Zahl von  $10^4$  mit Sicherheit gegeben. Zwischen diesen Werten liegt ein Übergangsbereich vor, dessen Strömung nicht eindeutig definierbar ist.

$$\text{Re} = \frac{1060 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 0,04 \frac{\text{m}}{\text{s}} \cdot 0,001 \text{ m}}{1 \text{ Pa} \cdot \text{s}} = 0,0424 \quad (17)$$

Aufgrund der niedrigen Reynolds-Zahl, unterhalb  $\text{Re}_{\text{krit}}$ , herrscht innerhalb der Düse eine laminare Strömung. Diese laminare Strömung kann für den gesamten Strömungskanal angenommen werden, da der Durchmesserunterschied minimal ist. Einzig bei Düsenaustritt wird aufgrund des unendlichen Durchmessers, gemäß der Gleichung, eine turbulente Strömung des Polymers in der Luft zugrunde gelegt.

### **Erhaltungsgleichungen**

Innerhalb ANSYS Fluent werden laminare Strömungen numerisch mittels der Erhaltungsgleichungen für die Masse und den Impuls gelöst. Da im Falle des Druckkopfs eine Strömung mit Wärmeübertragung zugrunde liegt, wird die Energieerhaltungsgleichung ebenfalls gelöst. Mit Hilfe dieser drei Erhaltungsgleichungen (18) bis (21) werden die Geschwindigkeits-, Konzentrations- und Temperaturprofile innerhalb der dreidimensionalen Strömung des PLAs orts- und zeitabhängig berechnet [110].

#### **Massenerhaltung (Kontinuitätsgleichung)**

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = 0 \quad (18)$$

mit der Dichte  $\rho$ ,

der Zeit  $t$ ,

dem Nabla-Operator  $\nabla$  sowie

dem Geschwindigkeitsvektor in x-, y- und z-Richtung  $\mathbf{v}$

#### **Impulserhaltung (Navier-Stokes-Gleichung)**

$$\frac{\partial(\rho \mathbf{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\bar{\bar{\tau}}) + \rho \mathbf{g} + \mathbf{F} \quad (19)$$

mit der Dichte  $\rho$ ,

dem Geschwindigkeitsvektor in x-, y- und z-Richtung  $\mathbf{v}$ ,

der Zeit  $t$ ,

dem Nabla-Operator  $\nabla$ ,

dem statischen Druck  $p$ ,

dem Spannungstensor  $\bar{\bar{\tau}}$ ,

der Gravitationskraft  $\mathbf{g}$  sowie

einer extern einwirkenden Kraft  $\mathbf{F}$

$$\bar{\bar{\tau}} = \mu \left[ (\nabla \mathbf{v} + \nabla \mathbf{v}^T) - \frac{2}{3} \nabla \cdot \mathbf{v} \mathbf{I} \right] \quad (20)$$

mit der molekularen Viskosität  $\mu$ ,

dem Nabla-Operator  $\nabla$ ,

dem Geschwindigkeitsvektor in x-, y- und z-Richtung  $\mathbf{v}$ ,

der Temperatur  $T$  sowie

dem Einheitstensor  $\mathbf{I}$

## Energieerhaltung

$$\frac{\partial(\rho E)}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{v}(\rho E + p)) = \nabla \cdot \left( k_{\text{eff}} \nabla T - \sum_j h_j \mathbf{J}_j + (\bar{\mathbf{t}}_{\text{eff}} \cdot \mathbf{v}) \right) + S_h \quad (21)$$

mit der Dichte  $\rho$ ,

der effektiven Wärmeleitfähigkeit  $k_{\text{eff}}$ ,

den Diffusionsfluss  $\mathbf{J}$  sowie

der Wärme folglich chemischer Reaktionen  $S_h$

## 6.2 Viskositätsmodellierung des PLA-Filaments

### Modellierung der Viskosität in Abhängigkeit der Scherrate

Zur Modellierung der Viskosität in Abhängigkeit der Scherrate wird üblicherweise eine der drei folgenden Viskositätsmodelle verwendet: Das Potenzgesetz sowie das Carreau- und das Cross-Modell decken sowohl das newtonsche als auch das nicht-newtonsche Verhalten der Viskosität in Abhängigkeit der Scherrate ab ([58]; [70]; [111]). Ausgehend von der gemeinsamen Grundgleichung werden die Annahmen und daraus resultierenden Gleichungen der Viskositätsmodelle in Tabelle 10 gezeigt.

Tabelle 10: Überblick über drei unterschiedliche Viskositäts-Modelle (in Anlehnung an [112])

Viskositäts-Modelle			
Grundgleichung	$\frac{\eta - \eta_\infty}{\eta_0 - \eta_\infty} = \frac{1}{[1 + (K\dot{\gamma})^a]^{\frac{(1-n)}{a}}}$		
Modell	Potenzgesetz	Carreau	Cross-WLF
Annahmen	$\eta \ll \eta_0$ $\eta \gg \eta_\infty$ $\eta_\infty = 0$ $a = 1$ $K = k$	$\eta_\infty = 0$ $K = \lambda$	$\eta_\infty = 0$ $a = 1$ $K = \frac{\eta_0}{\tau^*}$
Gleichung	$\eta = k \cdot \dot{\gamma}^{n-1}$	$\eta = \frac{\eta_0}{(1 +  \lambda \dot{\gamma} ^a)^{\frac{(1-n)}{a}}}$	$\eta = \frac{\eta_0}{1 + \left(\frac{\eta_0 \dot{\gamma}}{\tau^*}\right)^{1-n}}$

### Modellierung der Viskosität in Abhängigkeit weiterer Faktoren

Die Viskosität von Polymeren ist neben der Abhängigkeit der Scherrate zusätzlich stark abhängig von der Temperatur und schwach abhängig von dem Druck. Aufgrund der steigenden Temperatur nimmt das Volumen linear zu und bewirkt den exponentiellen Abfall der Viskosität. Dem entgegengesetzt bewirkt die Erhöhung des hydrostatischen Drucks eine Minderung

des freien Volumens und eine Steigerung der Viskosität. Weiterhin ist die Viskosität der Schmelze noch abhängig von der Molekülmasse sowie dem Gehalt an Füllstoffen und Additiven (s. Abbildung 37). [113]

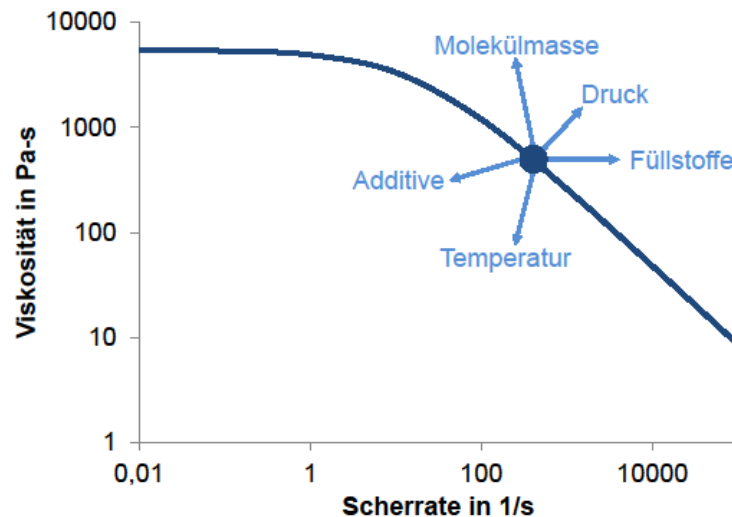


Abbildung 37: Abhängigkeit der Viskosität von unterschiedlichen Faktoren (in Anlehnung an [113])

Da die Molekülmasse sowie der Gehalt an Füllstoffen und Additiven im Filament als konstant angenommen werden, sind diese Abhängigkeiten bereits in den Rotationsversuchen berücksichtigt. Folglich müssen diese drei Abhängigkeiten für die Modellierung der Viskosität nicht weiter berücksichtigt werden. Hinsichtlich der schwachen Druckabhängigkeit von Polymer-schmelzen sowie den, im Vergleich zum Spritzguss, niedrigen Drücken im Extrusionsprozess wird die Viskosität folgend in Abhängigkeit der Temperatur und der Scherrate modelliert [114]. Dabei wird die Temperaturabhängigkeit der Viskosität üblicherweise über das Arrhenius Modell oder über das William-Landel-Ferry (WLF) Modell abgebildet (s. Tabelle 11).

Tabelle 11: Modelle zur Temperaturabhängigkeit der Viskosität

Modelle zur Temperaturabhängigkeit	
<b>Arrhenius</b>	$H(T) = \exp \left( \alpha \left( \frac{1}{T - T_0} - \frac{1}{T_\alpha - T_0} \right) \right)$
<b>WLF</b>	$H(T) = \exp \left[ \frac{-A_1 \cdot (T - D_2)}{A_2 + T - D_2} \right]$

### Potenzgesetz nach Ostwald und de Waele

Das 2-Parameter Potenzgesetz nach Ostwald und de Waele stellt die bekannteste sowie simpelste Approximation des strukturviskosen Verhaltens dar und ist folgendermaßen definiert:

$$\eta = k \cdot \dot{\gamma}^{n-1} \cdot H(T) \quad (22)$$

mit der durchschnittlichen Viskosität der Flüssigkeit (Konsistenz)  $k$ ,

der Scherrate  $\dot{\gamma}$  sowie

der Abweichung der Flüssigkeit vom Newtonschen (Fließexponent)  $n$

Jedoch wird die Viskosität in numerischen Berechnungen limitiert, da die Viskosität bei kleinen Scherraten sonst gegen unendlich läuft. Neben dem unteren Limit wird ein oberes Limit hinzugefügt, um sehr kleine Viskositäten bei hohen Scherraten auszublenden:

$$\eta_{\min} < \eta = k \cdot \dot{\gamma}^{n-1} \cdot H(T) < \eta_{\max} \quad (23)$$

mit dem unteren und oberen Limit des Potenzgesetzes  $\eta_{\min}$  und  $\eta_{\max}$

Durch die beliebig wählbaren Limits des Potenzgesetzes ist das Modell bei niedrigen und hohen Scherraten ungenau und bildet den Übergang zwischen newtonschen und nicht-newtonschen Verhalten nur begrenzt ab [63].

### Carreau-Modell

Mit dem 4-Parameter Carreau-Modell wird, entgegen dem Potenzgesetz, der Übergang zwischen dem newtonschen und nicht-newtonschen Fließverhalten approximiert. Die Viskosität ist gegeben durch die folgende Formel:

$$\eta = \eta_{\infty} + (\eta_0 - \eta_{\infty})[1 + (H(T)\dot{\gamma}\lambda)^2]^{(n-1)/2} \quad (24)$$

mit der Zeitkonstante  $\lambda$ ,

der Scherrate  $\dot{\gamma}$ ,

der Abweichung der Flüssigkeit vom Newtonschen (Fließexponent)  $n$  sowie

der Nullscher- und unendlichen Scherviskosität  $\eta_0$  und  $\eta_{\infty}$

### Cross-WLF-Modell

Das 7-Parameter Cross-WLF-Modell wird in der Spritzgusssimulation am häufigsten verwendet, weil es die beste Approximation für die meisten Viskositätsdaten bietet [Polymer Rheology]. Da das Cross-WLF-Modell insbesondere Bereiche mit niedrigen Scherraten gut abbildet, eignet sich dieses Viskositätsmodell für das Strangablageverfahren, bei dem maximale Scherrate von 100 bis 200 s<sup>-1</sup> erwartet werden [39]. Folglich wurde das Viskositätsmodell in vorhergehenden Untersuchungen zur Charakterisierung von ABS-Filament für das Strangab-

lageverfahren angewendet und experimentell validiert ([57]; [115]). Aufgrund dessen wird in dieser Arbeit das Cross-WLF-Modell zur Modellierung der Viskosität des PLAs in Abhängigkeit der Scherrate und der Temperatur eingesetzt.

Das Cross-WLF-Modell ist wie folgt definiert:

$$\eta = \frac{\eta_0}{1 + \left( \frac{\eta_0 \cdot \dot{\gamma}}{\tau^*} \right)^{1-n}} \quad (25)$$

mit der Nullscherviskosität  $\eta_0$ ,

der Scherrate  $\dot{\gamma}$ ,

der kritischen Spannung  $\tau^*$  sowie

der Abweichung der Flüssigkeit vom Newtonschen (Fließexponent)  $n$

Die Nullscherviskosität wird entsprechend (26) bestimmt:

$$\eta_0 = D_1 \cdot \exp \left[ \frac{-A_1 \cdot (T - D_2)}{A_2 + T - D_2} \right] \quad (26)$$

mit den angepassten Materialparametern  $A_1$ ,  $A_2$ ,  $D_1$ , und  $D_2$

Innerhalb der Abbildung 38 ist die Approximation des Viskositätsverhaltens durch die sieben unbekannten Parameter  $n, \tau^*$ ,  $A_1$ ,  $A_2$ ,  $D_1$ ,  $D_2$  sowie  $D_3$  dargestellt. Die Viskosität konvergiert bei niedrigen und hohen Scherraten zu  $\eta_0$  bzw.  $\eta_\infty$ , wobei der Übergang zwischen dem newtonschen und nicht-newtonschen Verhalten durch  $K = \frac{\eta_0}{\tau^*}$  definiert ist. Der Abfall der Viskosität zufolge des strukturviskosen Verhaltens wird wiederum mittels  $n - 1$  berücksichtigt. Aufgrund eines Temperaturanstiegs wird die Viskositätskurve mit den Parametern  $A_1$  und  $A_2$  entlang der y-Achse verschoben, wobei der Übergangspunkt entlang höherer Scherraten verschoben wird. Der Parameter  $D_3$  wird gleich Null gesetzt, wodurch die Abhängigkeit der Viskosität vom Druck vernachlässigt wird.

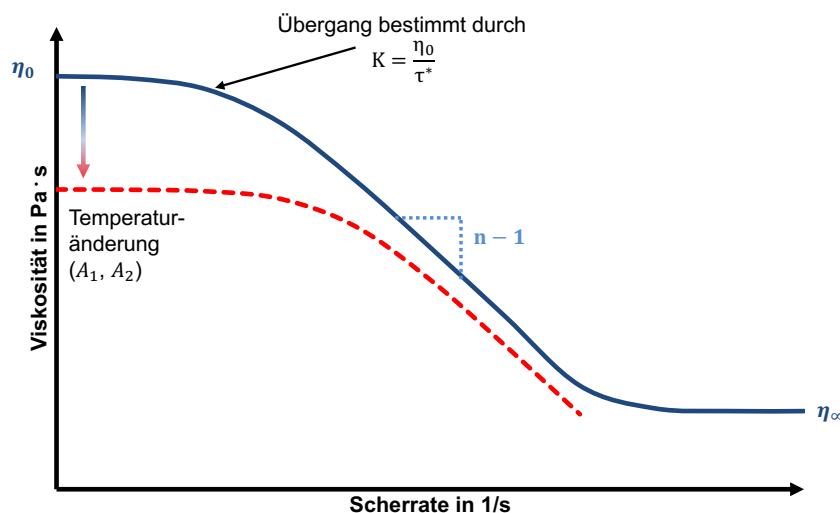


Abbildung 38: Approximation der Viskosität nach dem Cross-WLF-Modell (in Anlehnung an [112])

Die Parameter des Cross-WLF Viskositätsmodells werden durch eine nichtlineare Kurvenanpassung der experimentellen Daten des Rotationsversuchs mit der Software OriginPro bestimmt. Zur Kurvenanpassung werden nur die experimentellen Daten aus dem geringsten Spalt des Platte-Platte-Messsystems verwendet, weil diese Rotationsversuche das typische Fließverhalten eines Kunststoffs am besten beschreiben. Zusätzlich weisen die Rotationsversuche mit diesem Spaltmaß keine starken Schwankungen der Viskosität bei Messungen mit hohen Scherraten auf. Das Ergebnis der Kurvenanpassung in Form der Werte des Cross-WLF Viskositätsmodells für das PLA-Filament ist in der Tabelle 12 aufgeführt. Während die Werte für  $\tau^*$  bis  $D_3$  übliche Werte für thermoplastische Kunststoffe annehmen, fällt der negative Wert für den Fließexponenten  $n$  auf.

Tabelle 12: Werte des Cross-WLF Viskositätsmodells für PLA

Cross-WLF Viskositätsmodell						
<b>n</b> [-]	<b><math>\tau^*</math></b> [Pa]	<b>A<sub>1</sub></b> [-]	<b>A<sub>2</sub></b> [K]	<b>D<sub>1</sub></b> [Pa·s]	<b>D<sub>2</sub></b> [K]	<b>D<sub>3</sub></b> [K/Pa]
-0,27	117060,10	18,76	25,45	$4,58 \cdot 10^9$	385,18	0

Die Anpassungsgüte der Kurvenanpassung sowie der Einfluss des negativen Fließexponenten ist in der Abbildung 39 gezeigt. Mit einem Bestimmtheitsmaß von 98,76 % und einem Chi-Quadrat von 67389,83 wird die beste Anpassungsgüte aller untersuchten Viskositätsmodelle erreicht. Insbesondere der starke Abfall der Viskosität zufolge hoher Scherraten wird in dem Cross-WLF-Modell am besten dargestellt. Dennoch ist ein so starker Abfall der Viskosität in dem Modell nicht direkt vorgesehen, sodass ein negativer Wert für den Fließexponenten  $n$  zur Steigerung des Viskositätsabfalls berechnet wurde. Trotz des negativen Werts für den Fließexponenten  $n$  werden die experimentellen Daten aus dem 190 °C und 200 °C Versuch nicht korrekt abgebildet, wobei die Abweichung aufgrund der logarithmischen Skalierung der Achsen akzeptabel ist. Aus dem negativen Fließexponenten folgt zusätzlich, dass die Viskosität des PLAs bei hohen Temperaturen und hoher Scherung oberhalb der Viskosität bei geringeren Temperaturen verläuft. Diese Kreuzung der Viskositäten ist in der Realität nicht vorzufinden und wird im Cross-WLF-Viskositätsmodell bei höheren Temperaturen fortgeführt.

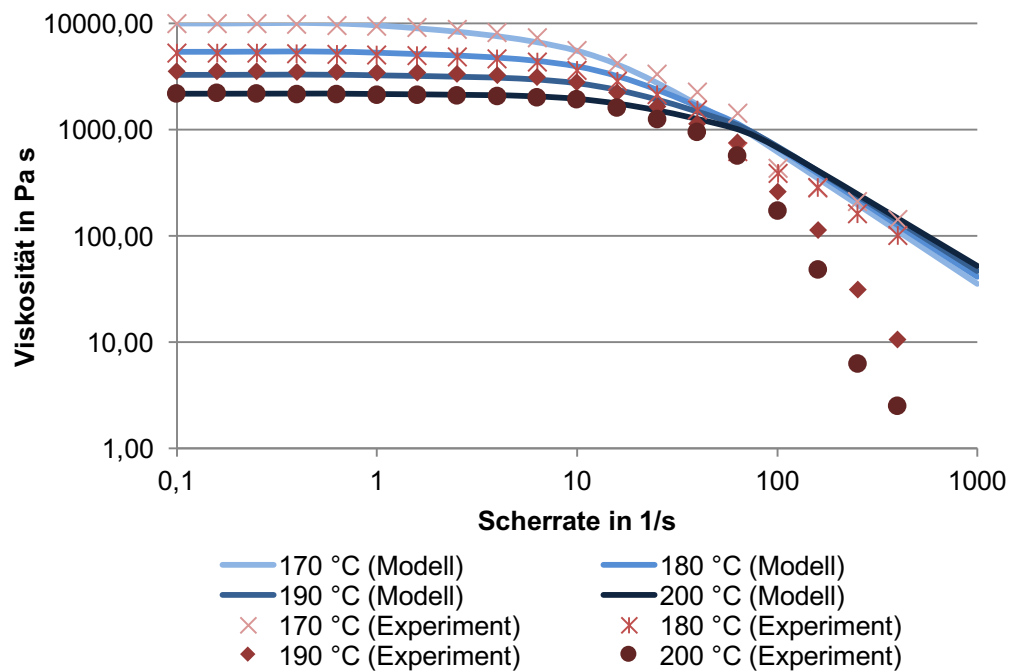


Abbildung 39: Anpassungsgüte des Cross-WLF Viskositätsmodells an die experimentellen Werte

Das Cross-WLF Viskositätsmodell wird über eine benutzerdefinierte Funktion in ANSYS Fluent implementiert (s. Anhang A.2). Mit den in Tabelle 12 dargestellten Werten für die sieben Parameter des Cross-WLF-Modells wird die Viskosität des PLA-Filaments für jede Zelle des Netzes in Abhängigkeit von der kalkulierten Temperatur und Scherung in der Zelle berechnet. Da dieses Viskositätsmodell für das Ausgangsmaterial nur oberhalb der Schmelztemperatur gilt wird eine zusätzliche Bedingung hinzugefügt. Diese „if-esle if“-Funktion begrenzt die Viskosität des PLAs unterhalb der Schmelztemperatur auf 53310 Pa·s. Dieser Wert entspricht der kalkulierten Nullscherviskosität bei der Schmelztemperatur. Oberhalb der Schmelztemperatur gilt das Cross-WLF Viskositätsmodell zur Beschreibung der Viskosität des PLAs. Durch die zusätzliche Bedingung wird zusätzlich eine visuelle Darstellung des Aufschmelzverhaltens des PLA-Filaments im Extrusionsprozess ermöglicht.

## 6.3 Simulation

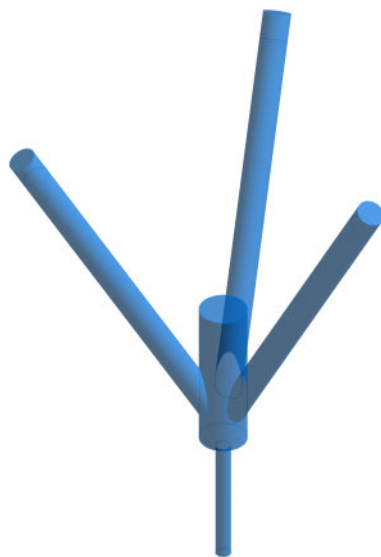
In diesem Kapitel werden die stationären Strömungssimulationen zur Einphasenströmung des PLA-Filaments innerhalb des Druckkopfs präsentiert. Durch die stationäre Simulation werden die Fließeigenschaften des PLAs untersucht, die sich nicht mit der Zeit ändern.

### 6.3.1 Modellerstellung

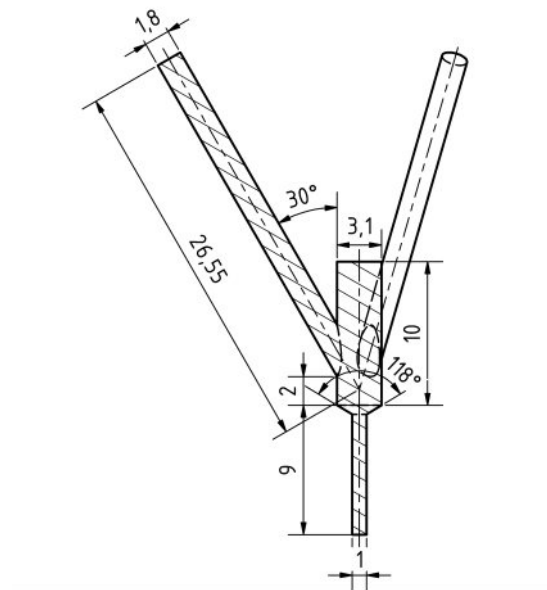
Auf Basis der Druckkopfgeometrie wird ein vereinfachtes, dreidimensionales Modell für die Strömungssimulation des PLAs in CATIA erstellt, dargestellt in der Abbildung 40 (a). Ähnlich der Wärmeübertragungssimulation werden Vereinfachungen in der Strömungssimulation zur



Reduzierung der Rechenleistung angewendet. Im Fall des Druckkopfs werden die Strömungskanäle modelliert, in denen das PLA bei Betrieb der Lüfter als Polymerschmelze vorliegen kann. Es wird nur der Fall des Betriebs der Lüfter berücksichtigt, da dies zur Erhöhung der Prozessstabilität hinsichtlich einer kontrollierten Aufschmelzung des PLAs beträgt. Gemäß der Wärmeübertragungssimulation und den experimentellen Versuchen herrschen in den Kühlkörpern Temperaturen unterhalb 40 °C bei einer Temperatur in der Schmelzeinheit von 230 °C führt, sodass das PLA auf Höhe der Kühlkörper nicht zähflüssig wird. Zusätzlich führt der größere Bohrungsdurchmesser in den Kühlkörper von 2 mm im Vergleich zum Filamentdurchmesser von 1,75 mm zur Generierung eines Luftspalts als thermischen Isolator zwischen den Filamenten und den Kühlkörpern. Diese zusätzliche thermische Isolation schließt den zähflüssigen Zustand des PLAs auf Höhe der Kühlkörper bei dem Betrieb der Lüfter aus. Der Fall eines Rückstaus der Schmelze auf Höhe der Kühlkörper zufolge hoher Vorschubgeschwindigkeiten des Filaments bleibt in dem Simulationsmodell unberücksichtigt, da es gilt diese Störgröße im realen Extrusionsprozess zu vermeiden. Andernfalls führen die niedrigen Temperaturen innerhalb der Kühlkörper zur Erstarrung des zurückgestauten PLAs und zur Bildung einer Verstopfung, die zum Abbruch des Extrusionsprozesses führt. Demnach sollte die Polymerschmelze aus Sicht der Prozessstabilität nur in der Schmelzeinheit und der Düse vorliegen. Aus diesem Grund umfasst das Simulationsmodell die Strömungskanäle der Schmelzeinheit und der Düse. Die Maße des Simulationsmodells in mm können der Abbildung 40 (b) entnommen werden.



(a) Simulationsmodell



(b) Technische Zeichnung in der Schnittdarstellung

Abbildung 40: Simulationsmodell der Strömungssimulation

### **Netzerstellung**

Zur Erzeugung eines Netzes mit hoher Diskretisierungsgüte und hoher numerischer Genauigkeit wird, wie in der Wärmeübertragungssimulation, nach dem „Best Practices Guide for Numerical Accuracy“ von ANSYS gearbeitet. Bei bekannter Strömungsrichtung des Fluids wird die Verwendung von Quadrilateral/Hexahedral Elementen empfohlen. In diesem Simulationsmodell ist allerdings insbesondere der Übergang des Fluids von dem Strömungskanal der Schmelzeinheit in die Schmelzkammer hinsichtlich der Fließrichtung undefiniert, da das PLA zusätzlich in der Schmelzkammer aufsteigen kann. Aus diesem Grund wird nach Empfehlung von ANSYS eine Vernetzung aus Tetrahedral Elementen mit Wedge Elementen als Prismenschichten an der Wandung durchgeführt. Dazu wird in ANSYS Workbench zunächst ein Tetrahedral Netz mit unterschiedlichen Größenfunktionen erstellt, um den Einfluss der Größenfunktion auf die Zellqualität hinsichtlich der Schiefe, dem Seitenverhältnis und dem Eckwinkel zu untersuchen. Ein Mittelwert für die Schiefe unterhalb 0,25 kennzeichnet gemäß der Hilfestellung in ANSYS eine exzellente Zellqualität. Weiterhin darf der Mittelwert des Seitenverhältnisses der Zellen einen Wert von 100 nicht überschreiten und der Eckwinkel sollte 10 ° nicht unterschreiten sowie 170 ° nicht überschreiten. Aus allen Größenfunktion wird das Netz mit der höchsten Zellqualität mit einer krümmungsbasierten Größenfunktion erstellt und findet in dieser Simulation Anwendung. Zur korrekten Darstellung der physikalischen Vorgänge der Strömung in Wandnähe werden zusätzlich zehn Prismenschichten aus Wedge Elementen an den Wänden des Simulationsmodells hinzugefügt. Die Wachstumsrate der Prismenschichten wird ausgehend von der Wandung mit 1,1 gewählt, weil höhere Wachstumsraten zu Singularitäten im Übergang der Fase der Düse zum Düsenkanal führt. Diese Singularitäten erzeugen lokal sehr hohe Scherraten, wodurch die Berechnung der Viskosität fehlerhaft ist und das Simulationsmodell nicht konvergiert.

### **Netzverfeinerungsstudie**

Ähnlich der Wärmeübertragungssimulation wird zur Auswahl eines geeigneten Netzes hinsichtlich der Zellqualität, der Ergebnisse für den Druck am Drucksensor sowie der Rechenzeit eine Netzverfeinerungsstudie durchgeführt. Weil der Ausgangspunkt dieser Netzverfeinerungsstudie ein bereits relativ feines Netz darstellt, werden in 20 %-Schritten drei weitere Netze untersucht. Die Qualitätskriterien für die Zellen werden von allen vier Netzen erfüllt. Der Einfluss der Erhöhung der Elementanzahl auf den numerisch ermittelten Druck am Drucksensor sowie der Rechenzeit ist in der Abbildung 41 dargestellt. Demzufolge wirkt die Erhöhung stark auf die benötigte Rechenzeit und schwach auf den ermittelten Druck ein. Ein guter Kompromiss zwischen der benötigten Rechenleistung und dem ermittelten Druck am Drucksensor stellt das Netz 2 mit einer Elementanzahl von ca. 950000 Elementen dar. Demzufolge werden alle folgenden Strömungssimulationen mit dem in Abbildung 42 dargestellten Netz 2 durchgeführt.

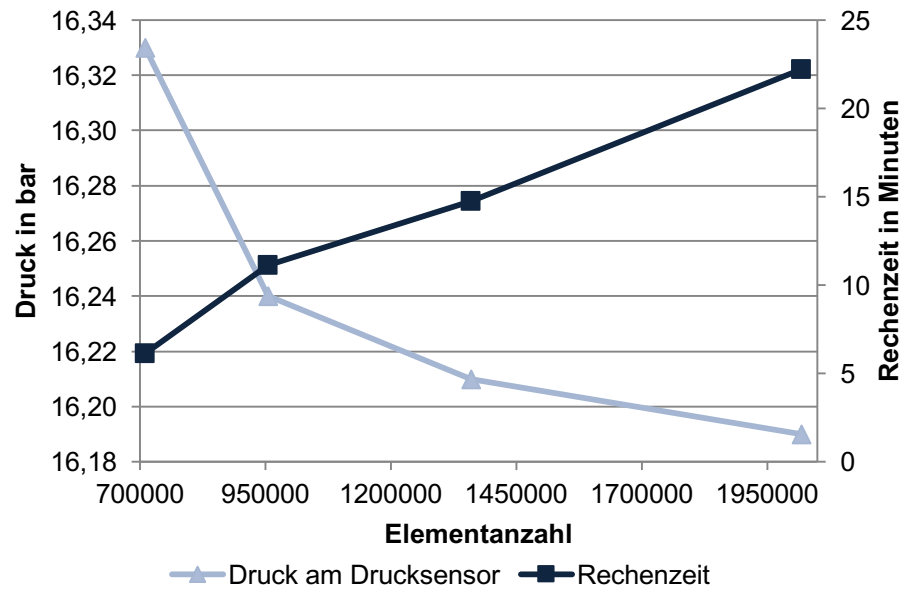


Abbildung 41: Konvergenz und Rechenzeit in Abhängigkeit der Elementanzahl

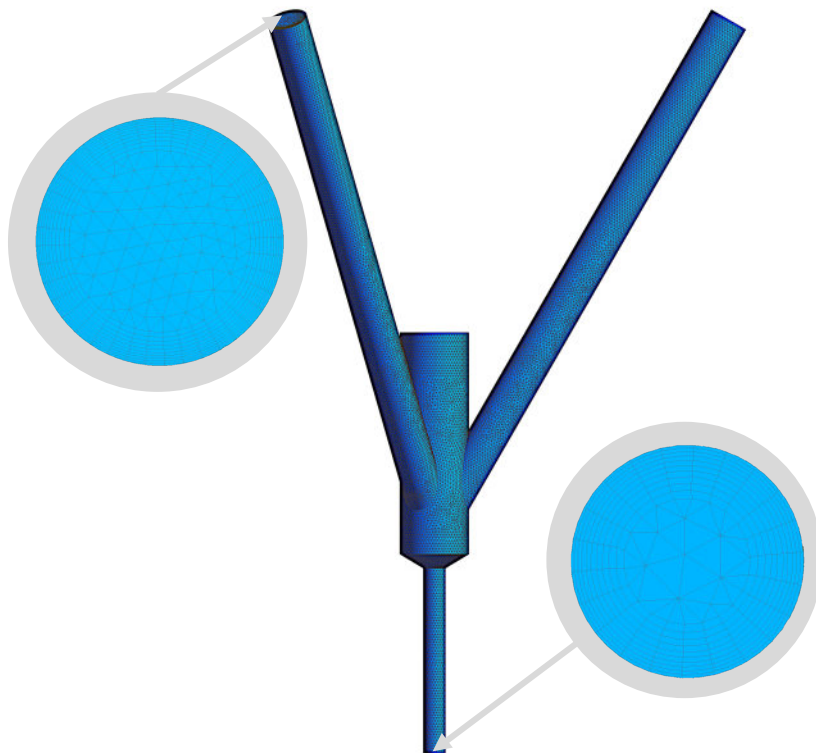


Abbildung 42: Netz 2 des Modells für die Strömungssimulation

**Annahmen und Randbedingungen:**

Das PLA wird im Aufschmelzvorgang und der Förderung als inkompressibles Fluid vereinfacht und besitzt demnach eine konstante Dichte von  $1,2565 \text{ g/cm}^3$ . Zusätzlich wird die Wärmeleitfähigkeit des PLAs mit  $0,195 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$  sowie die spezifische Wärmekapazität mit  $2000 \text{ J/(kg}\cdot\text{K)}$  als konstant angenommen.

Die Abbildung 43 zeigt alle Randbedingungen der Strömungssimulation. Innerhalb der Wärmeübertragungssimulation wird belegt, dass die Temperaturdifferenz entlang des Strömungskanals der Schmelzeinheit und der Düse minimal ist. Aus diesem Grund wird an den Wänden des Heizkanals eine definierte konstante Wandtemperatur  $T_{\text{Wand}}$  von 170 °C, 190 °C, 210 °C oder 230 °C vorgegeben (s. Kapitel 4.1.2). Gemäß der vorherigen Bestimmung des Strömungsprofils wird für die Einphasenströmung des PLAs innerhalb des Druckkopfs eine laminare Strömung aufgrund der geringen Strömungsgeschwindigkeiten angenommen. Darüber hinaus wird kein Gleitzustand der Polymerschmelze an der Wand des Heizkanals angenommen. Diese Annahme wird häufig innerhalb Strömungssimulationen getroffen und basiert auf den hohen Reibungskräften der Polymerschmelze in Wandnähe. Demzufolge ist die Strömungsgeschwindigkeit der Polymerschmelze an der Wand des Heizkanals gleich Null. Weil der Druckkopf hauptsächlich auf den Betrieb mit drei thermoplastischen Filamenten an den jeweiligen Einlässen ausgelegt ist, werden an den Einlässen des Heizkanals die Randbedingungen der Temperatur der Filamente  $T_{\text{Filament}}$  sowie der eingehende Massenstrom  $\dot{m}_{1\text{in}}$  bis  $\dot{m}_{3\text{in}}$  vorgegeben. Die Eintrittstemperatur der Filamente wird, ausgehend von den Temperaturen der aktiv gekühlten Kühlkörper, mit 40 °C etwas höher gewählt, da das Filament in Realität mit der Polymerschmelze verbunden ist, wodurch Wärme in das Filament geleitet wird. Die Vorschubgeschwindigkeit wird über den Massenstrom am Einlass abgebildet, weil die Simulation bei Vorgabe der Vorschubgeschwindigkeit, aufgrund des größeren Einlassdurchmessers von 1,8 mm als der Filamentdurchmesser von 1,75 mm, fehlerhafte Massenströme berechnet. Die Randbedingung der Massenströme wird senkrecht zur Einlassfläche appliziert und entspricht damit der realen Förderungsrichtung des Filaments. Entgegen der schrittweisen Förderung des Filaments durch die Schrittmotoren wird in der Simulation eine stetige und konstante Fördergeschwindigkeit zugrunde gelegt. Die Annahme, dass der Flüssigkeitsstrom stetig ist stimmt mit dem Anwendungskonzept des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckers überein, welcher einen langen, kontinuierlichen Materialstrang im Extrusionsprozess ablegt. Weiterhin wird vereinfachend angenommen, dass das Filament mit vollflächigem Wandkontakt in den Heizkanal eintritt, während in Realität bis zur Schmelzfront kein Kontakt des Filaments mit dem Heizkanal vorliegt. Zusätzlich wird die Ausbildung unterschiedlicher Schmelzfronten, abhängig von der Temperatur des Druckkopfs und der Vorschubgeschwindigkeit, in der Simulation durch eine Schmelzfront am Einlass vereinfacht. An dem Auslass der Düse wird die Randbedingung des Referenzdrucks von 0 bar eingestellt. Die eingestellten 0 bar repräsentieren den Atmosphärendruck. Die real wirkende Gewichtskraft wird durch eine Schwerebeschleunigung von 9,81 m/s<sup>2</sup> parallel zum Düsenkanal berücksichtigt.

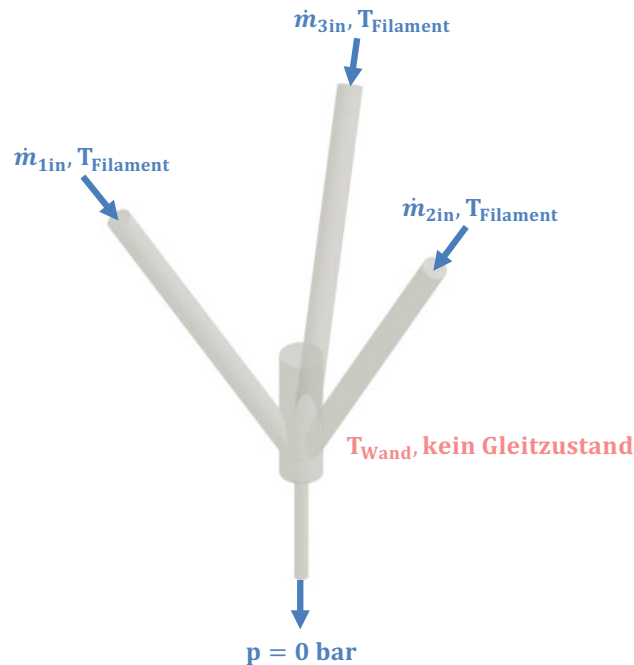


Abbildung 43: Randbedingungen der Strömungssimulation

Bei der Untersuchung der Massenströme des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckers fällt auf, dass die eingegebenen Vorschubgeschwindigkeiten von den realen Vorschubgeschwindigkeiten des Filaments abweichen. Aus diesem Grund werden nachfolgend Versuche zur Ermittlung der schlupfunbehafteten und schlupfbehafeten Förderung des Filaments durchgeführt, um anschließend die Simulation zu kalibrieren. Für die Messung des Vorschubs ohne Schlupf werden die Filamentfördereinheiten von Druckkopf abmontiert. Daraufhin werden Vorschubgeschwindigkeiten zwischen 80 mm/min und 400 mm/min in die elektronische Ansteuerung des Druckers eingegeben, sodass die Schrittmotoren das Filament ohne Widerstand in die Luft fördern.

Die Ergebnisse dieses Versuchs sind in der Abbildung 44 dargestellt. Daraus geht hervor, dass die realen Vorschubgeschwindigkeiten ca. um den Faktor 0,1388 geringer sind als die eingegebenen Vorschubgeschwindigkeiten. Zusätzlich wird deutlich, dass die Filamentfördereinheit des blauen Filaments durchgängig um Faktor 0,97 weniger Filament fördert als die anderen beiden Filamentfördereinheiten. Weil alle Filamentfördereinheiten baugleich sind, wird ein Defekt als Ursache der geringeren Förderung vermutet. Diese Vermutung wird durch den relativ heißen Schrittmotor der Fördereinheit bei Betrieb zusätzlich verstärkt.

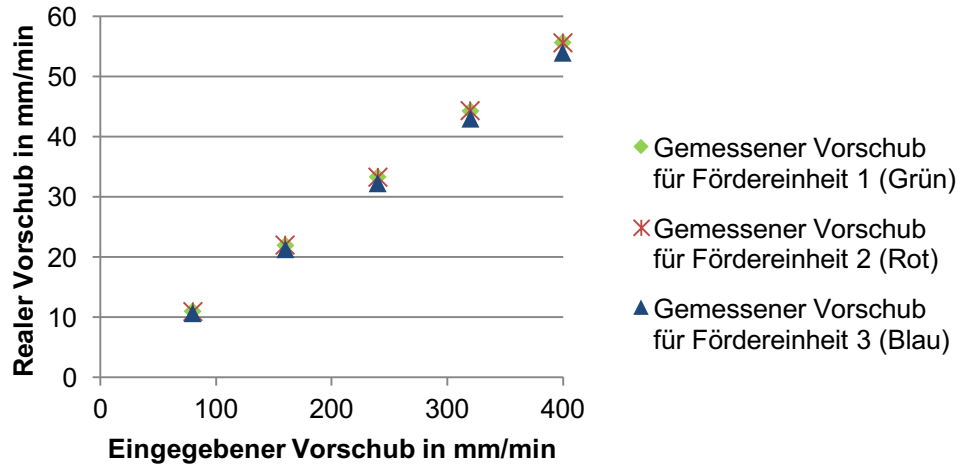


Abbildung 44: Realer Vorschub des Filaments in Abhängigkeit des eingegebenen Vorschubs

Zur Analyse der schlupfbehafteten Förderung der Filamente wird die Menge an gefördertem Filament während des Extrusionsprozesses durch den Druckkopf untersucht. Die Messungen zeigen, dass die Förderung des Filaments im Extrusionsprozess schlupfbehaftet ist. Der Schlupf ist abhängig von der Temperatur des Druckkopfs und von der Vorschubgeschwindigkeit des Filaments. Während die Vorschubgeschwindigkeit bei freiem Vorschub des Filaments durch abmontierte Fördereinheiten durchschnittlich 21,78 mm/min beträgt, wird bei 190 °C im Extrusionsprozess nur durchschnittlich 20,6 mm/min gefördert. Dies resultiert zu einem durchschnittlichen Schlupf von 5,72 %. In Folge höherer Temperaturen wird der Schlupf durch die geringere Viskosität der Polymerschmelze minimiert. So wird bei 210 °C durchschnittlich 21,12 mm/min gefördert, was einem durchschnittlichen Schlupf von 3,13 % entspricht. Höhere Vorschubgeschwindigkeiten führen hingegen zu relativ mehr Schlupf. So beträgt die Vorschubgeschwindigkeit bei 190 °C im Extrusionsprozess durchschnittlich 31,21 mm/min gegenüber 33 mm/min bei freier Extrusion. Dies entspricht einem durchschnittlichen Schlupf von 5,73 %. Die Tendenz der geringeren Förderung durch die Fördereinheit 3 wird im Extrusionsprozess ebenfalls bestätigt.

Die geringeren Vorschubgeschwindigkeiten wirken direkt auf die Volumen- und Massenströme im Druckkopf ein. Aufgrund dessen werden die Volumen- und Massenströme folgend analytisch ermittelt und mit den experimentellen Ergebnissen verglichen. Aus der Kontinuitätsannahme gleicher Volumenströme folgt eine vereinfachte Berechnung der eintretenden und austretenden Volumen- und Massenströme, ausgehend von der Vorschubgeschwindigkeit:

$$3 \cdot \dot{V}_{in} = \dot{V}_{out} \quad (27)$$

$$3 \cdot \left(\frac{d_F}{2}\right)^2 \cdot \pi \cdot v_{in} = \left(\frac{d_D}{2}\right)^2 \cdot \pi \cdot v_{out} \quad (28)$$

$$\dot{m} = \dot{V} \cdot \rho_F \quad (29)$$

mit dem Einlassvolumenströmen  $\dot{V}_{1in}, \dot{V}_{2in}, \dot{V}_{3in}$ ,

dem Auslassvolumenstrom  $\dot{V}_{out}$ ,

dem Filamentdurchmesser  $d_F$ ,

der Einlassgeschwindigkeit (Vorschubgeschwindigkeit)  $v_{in}$ ,

dem Düseninnendurchmesser  $d_D$ ,

der Auslassgeschwindigkeit  $v_{out}$ ,

dem Massenstrom  $\dot{m}$  sowie

der Dichte des Filamentmaterials  $\rho_F$

Die Abbildung 45 zeigt den analytischen Massenstrom für das untere und obere Limit des Filamentdurchmessers in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit bei idealer, schlupffloser Filamentförderung. Zusätzlich sind die real gemessenen Massenströme nach Düsenaustritt aufgezeigt. Der real gemessene Austrittsmassenstrom liegt stets unterhalb des unteren Limits des Filamentdurchmessers, wodurch die Durchmesserschwankung des Filaments als einziger Effekt auf den niedrigen Massenstrom ausgeschlossen wird. Bei 190 °C und 21,78 mm/min weicht der Austrittsmassenstrom durchschnittlich 14,8 % von schlupffreien, analytischen Ergebnis ab. Bei 210 °C und 21,78 mm/min hingegen weicht der Austrittsmassenstrom durchschnittlich 20,4 % und bei 190 °C und 33 mm/min um durchschnittlich 13,76 % ab. Die prozentuale Abweichung der Massenströme ist größer als der zuvor gemessene Schlupf zwischen freier Förderung des Filaments und dem Extrusionsprozess. Zusätzlich ist die Abweichung der Massenströme bei 210 °C und 21,78 mm Vorschub größer als bei 190 °C trotz geringerem Schlupf. Diese Differenz zwischen dem gemessenen Schlupf und der Massenströme wird durch das Aufsteigen der Schmelze in der Schmelzkammer sowie den Austritt der Polymerschmelze auf Höhe der Wärmeisolierungsplatten begründet, welcher optisch wahrnehmbar ist. Höhere Temperaturen bei derselben Vorschubgeschwindigkeit führen entsprechend zu geringeren Viskositäten, wodurch der Schlupf aufgrund des geringeren Fließwiderstands minimiert, aber der unkontrollierte Austritt der Polymerschmelze erhöht wird.

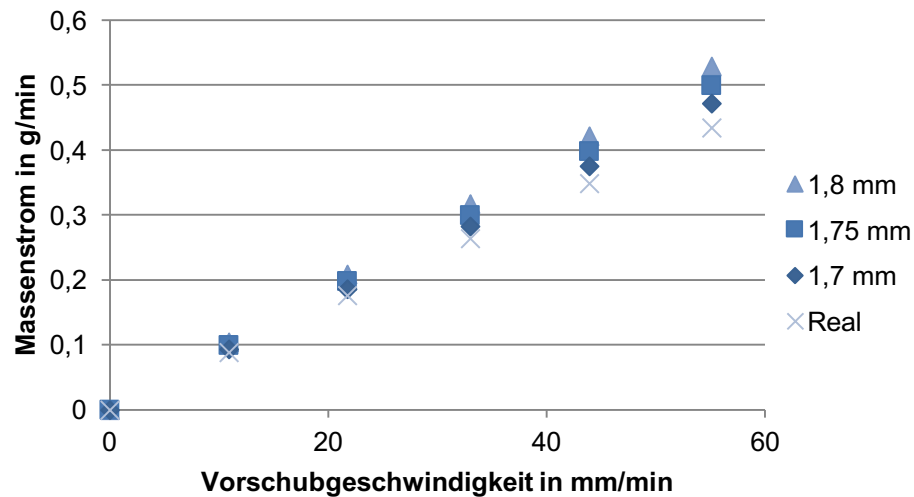


Abbildung 45: Analytische und reale Massenströme in Abhängigkeit des Filamentdurchmessers und der Vorschubgeschwindigkeit

Der Schlupf der Förderräder sowie der unkontrollierte Austritt der Schmelze wird innerhalb der Simulation nicht berücksichtigt, weil diese Störgrößen aus dem Druckkopf entfernt werden sollten und schwer für alle Prozessparameter vorhersagbar sind. Diese Annahme wird zu tendenziell höheren Drücken in der Simulation gegenüber dem Experiment führen.

Die Tabelle 13 zeigt zusammenfassend alle Werte der Randbedingungen für die Strömungssimulation.

Tabelle 13: Werte der Randbedingungen der Strömungssimulation

Randbedingungen	Werte	Einheit
Vorschubgeschwindigkeit:	10,98 bis 55,11	mm/min
Massenströme:	5,37E-07 bis 2,8E-06	kg/s
Einlassrichtung:	Senkrecht zur Randbedingung	
Einlasstemperatur:	313,15	K
Wandtemperatur:	443,15 – 503,15	K
Wandreibung:	Kein Gleitzustand	
Relativer Druck an dem Auslass:	0	bar

### Solidification/Melting-Modell

Innerhalb der Modellerstellung wurde ebenfalls die Anwendbarkeit des Solidification/Melting-Modells für den Extrusionsprozess untersucht. Das Solidification/Melting Modell in ANSYS Fluent verwendet eine Enthalpie-Porosität-Technik zur Modellierung des Erstarrungs- und Schmelzprozesses. Ausgehend von dem festen Filament, wird die Porosität auf 0 gesetzt, sodass die Strömungsgeschwindigkeit ebenfalls 0 beträgt. Sobald die Glasübergangstemperatur des Filaments erreicht wird, nimmt das Modell einen zähflüssigen Bereich mit einer Po-



rösität und einem flüssigen Anteil zwischen 0 und 1 an. Dieser flüssige Anteil wird bei jeder Iteration auf Basis der Enthalpiebilanz bestimmt. Ab der Schmelztemperatur des Filaments beträgt der flüssige Anteil 1, wodurch eine reine Polymerschmelze angenommen wird.

In der Anwendung des Modells hat sich jedoch gezeigt, dass die Enthalpie-Porosität-Technik fehlerhaft mit der Bestimmung der Viskosität interagiert, da an der Schmelzfront des Filaments punktuell sehr hohe Viskositäten berechnet wurden. Diese punktuell hohen Viskositäten sind nicht realistisch, sodass das Solidification/Melting-Modell in diesem Simulationsmodell nicht angewendet wird.

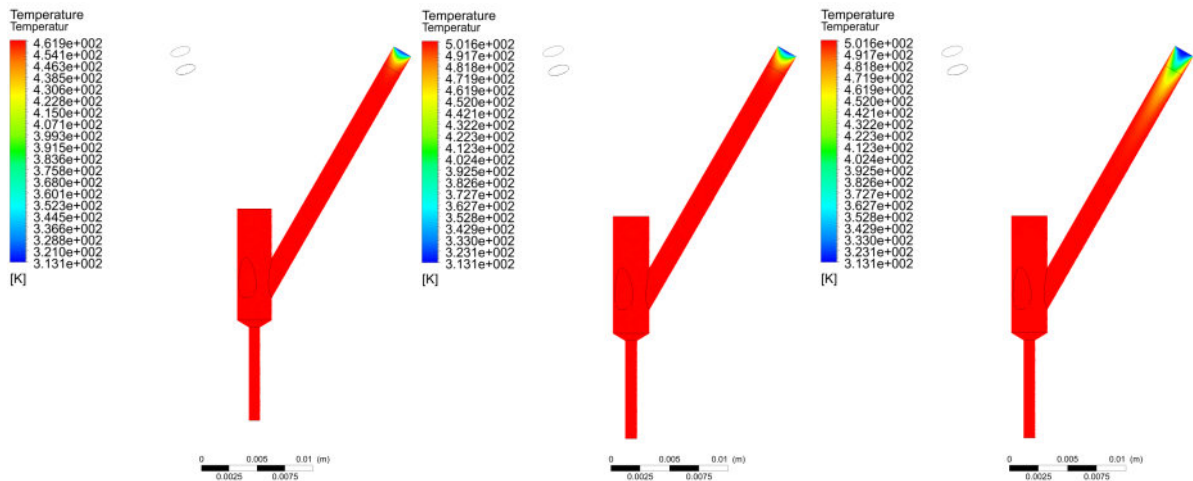
### **6.3.2 Ergebnisse**

In diesem Kapitel wird der Einfluss der Prozessparameter der Extrusion auf die Simulationsergebnisse zu der Temperatur, der Scherung, der Viskosität, der Strömungsgeschwindigkeit, den Volumen- und Massenströmen des PLAs sowie den resultierenden Druck analysiert. Zum Aufzeigen des Einflusses der Temperatur der Schmelzeinheit und der Düse werden die Ergebnisse von 190 °C und 11 mm/min Vorschub mit 230 °C und 11 mm/min Vorschub verglichen. Daraufhin wird der Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit durch den Vergleich von 11 mm/min und 55 mm/min Vorschub bei 230 °C Wandtemperatur präsentiert.

#### **Temperatur des PLAs**

Im Hinblick auf die Temperatur des PLAs ist eine homogene Aufschmelzung des thermoplastischen Filaments innerhalb des Druckkopfs erstrebenswert. Sobald die Temperatur des PLAs den Temperaturen der Schmelzeinheit und der Düse gleicht, ist das Strömungsverhalten hinsichtlich der Prozessstabilität und der Imprägnierung des Kohlefaserrovings abschätzbar. Allerdings besitzt das PLA die geringste Wärmeleitfähigkeit im gesamten System. Dementsprechend sind die Temperatur der Schmelzeinheit und der Düse sowie die zur Verfügung stehende Heizleistung bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten sekundär, da die Temperaturverteilung im Filament vorrangig von der Verweilzeit im Druckkopf abhängt. Die Verweilzeit der thermoplastischen Schmelze resultiert wiederum aus der Vorschubgeschwindigkeit des Filaments.

Zur Verdeutlichung, dass die Vorschubgeschwindigkeit und die Wandtemperatur einen großen Einfluss auf die Temperaturverteilung des PLAs hat, sind in der Abbildung 46 Ergebnisse für unterschiedliche Randbedingungen dargestellt. Bei der geringen Vorschubgeschwindigkeit von 11 mm/min wird die Temperaturverteilung und damit das Aufschmelzverhalten des PLAs maßgeblich von der Wandtemperatur bestimmt (s. Abbildung 46 (a) und (b)). Wird die Vorschubgeschwindigkeit allerdings auf 55 mm/min erhöht, so erreicht das PLA die homogene Temperaturverteilung erst bei einer größeren Distanz zum Einlass (s. Abbildung 46 (c)).



(a) 190 °C Wandtemperatur mit 11 mm/min Vorschub      (b) 230 °C Wandtemperatur mit 11 mm/min Vorschub      (c) 230 °C Wandtemperatur mit 55 mm/min Vorschub

Abbildung 46: Temperatur des PLAs in Abhängigkeit der Wandtemperatur und der Vorschubgeschwindigkeit

Zusätzlich wird die Temperatur des PLAs im Querschnitt der Düse für alle untersuchten Vorschubgeschwindigkeiten und Wandtemperaturen ermittelt. Dabei wird festgestellt, dass die Temperatur des PLAs kurz vor Düsenaustritt über den gesamten Düsenquerschnitt der Randbedingung für die Wandtemperatur gleicht, was den Austritt der Schmelze mit homogener Temperaturverteilung begünstigt.

### Strömungsgeschwindigkeit des PLAs

In der Abbildung 47 sind die Simulationsergebnisse zu der Strömungsgeschwindigkeit des PLAs in Abhängigkeit der Wandtemperatur und der Vorschubgeschwindigkeit aufgezeigt. Die dargestellte Temperaturerhöhung des Heizkanals von 190 °C (a) auf 230 °C (b) bewirkt etwas höhere Strömungsgeschwindigkeiten an der Rotationsachse des Düsenkanals. Demzufolge beträgt die maximale Strömungsgeschwindigkeit bei 190 °C Wandtemperatur  $3,053\text{E-}03$  m/s und wird bei 230 °C Wandtemperatur zu  $3,136\text{E-}03$  m/s erhöht. Dieser Strömungsunterschied geht mit der Ausbildung unterschiedlicher Strömungsprofile einher. Zuzufolge höherer Wandtemperaturen wird das Strömungsprofil spitzer, während tendenziell niedrige Wandtemperaturen ein breites Strömungsprofil mit geringen maximalen Strömungsgeschwindigkeiten bewirken.

Der Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit auf die Strömungsgeschwindigkeit des PLAs ist, gemäß den Simulationsergebnissen, größer als der Einfluss der Wandtemperaturen. Eine Erhöhung der durchschnittlichen Vorschubgeschwindigkeit von 11 mm/min auf 55 mm/min bei 230 °C Wandtemperatur steigert die max. Strömungsgeschwindigkeit von  $3,136\text{E-}03$  m/s auf  $1,518\text{E-}02$  m/s.

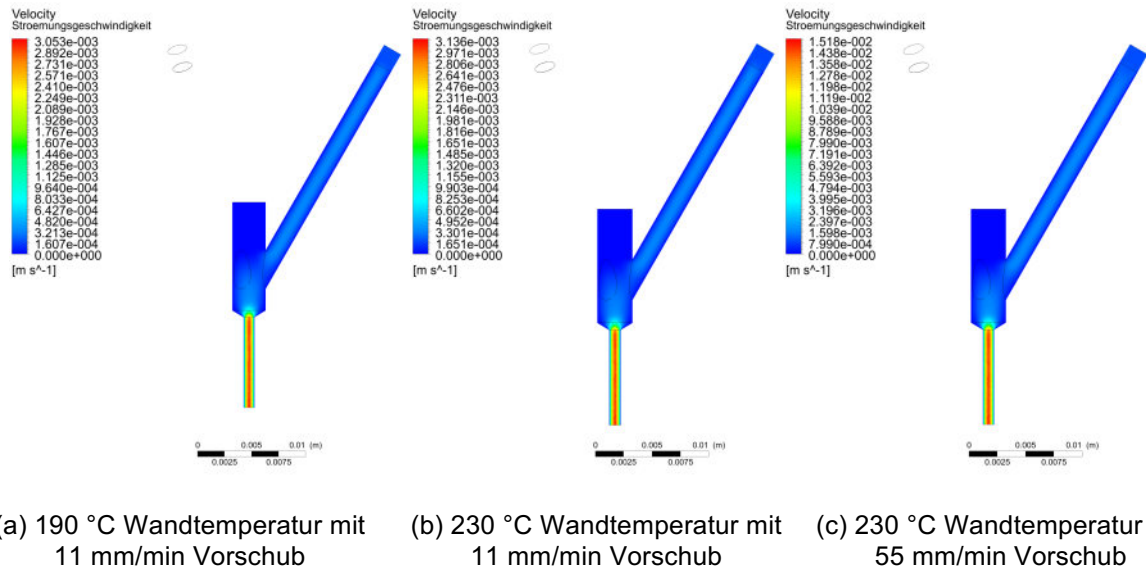


Abbildung 47: Strömungsgeschwindigkeit des Filaments in Abhängigkeit der Wandtemperatur und der Vorschubgeschwindigkeit

Die Strömungsprofile für das PLA kurz vor dem Düsenaustritt in Abhängigkeit der Wandtemperatur und der Vorschubgeschwindigkeit sind in der Abbildung 48 präsentiert. Die Ergebnisse bestätigen, dass die Strömungsgeschwindigkeit des PLAs stärker von der Vorschubgeschwindigkeit als von der Wandtemperatur abhängt.

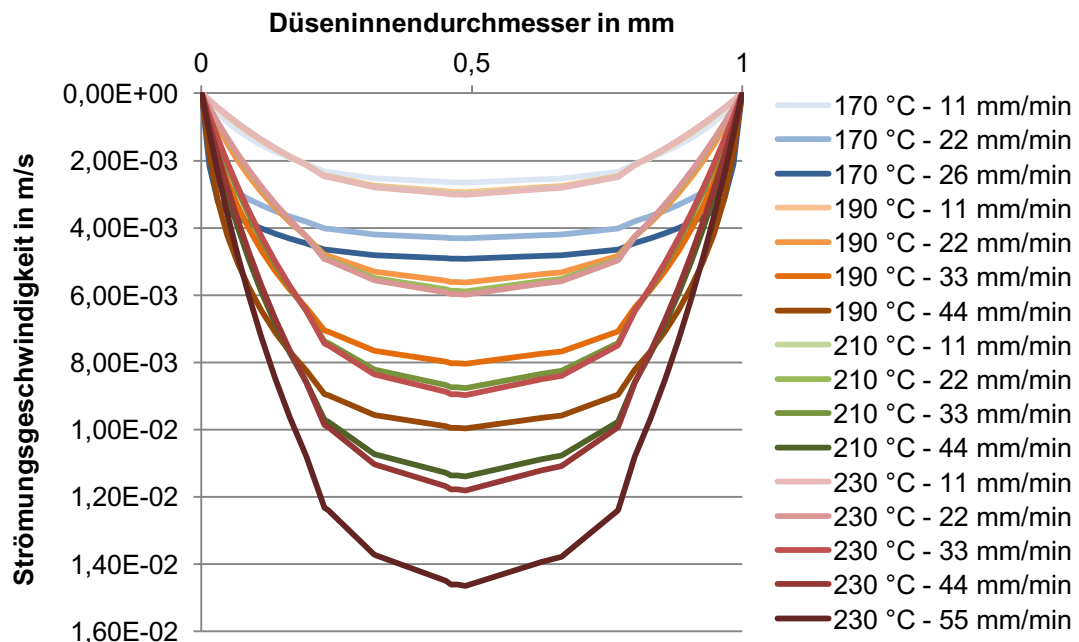


Abbildung 48: Strömungsgeschwindigkeit der Polymerschmelze bei Düsenaustritt

### Scherung des PLAs

Die Scherrate des PLAs innerhalb eines Druckkopfs für das Strangablageverfahren wurde zum aktuellen Forschungsstand nicht genauer untersucht. Dabei ist die Scherrate wichtig,

um Rückschlüsse auf die Viskosität des Polymers zu ziehen. Aus diesem Grund wird folgend neben der Wandscherung auch die Scherung des PLAs innerhalb der Heizkanäle aufgezeigt. Zur Speicherung und späteren Darstellung der Scherung wird eine benutzerdefinierte Funktion geschrieben und in ANSYS Fluent implementiert (s. Anhang A.2). Aus den Simulationsergebnissen in der Abbildung 49 und Abbildung 50 wird deutlich, dass das PLA kurz vor Eintritt in den Düsenkanal die größte Scherung erfährt. Dabei ist die Scherung des PLAs größer, je niedriger die Wandtemperaturen sind und je höher die Vorschubgeschwindigkeit gewählt wird. Innerhalb des Düsenkanals ist die Scherung des PLAs an den Wänden, zufolge der Randbedingung keines Gleitzustandes an der Wand, stark geschert.

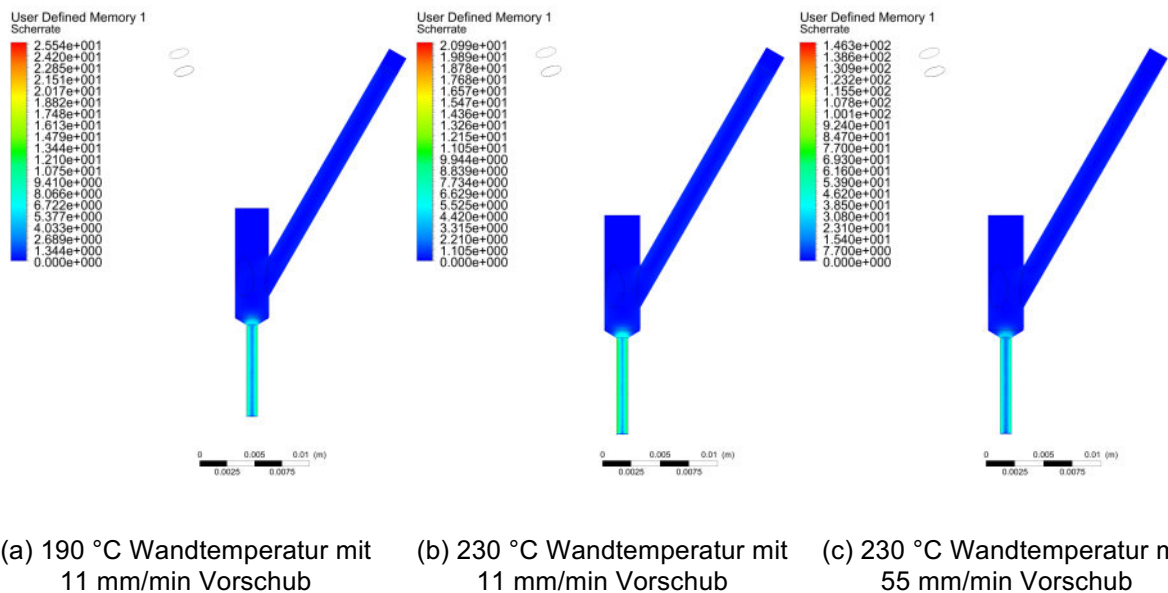


Abbildung 49: Scherung des Filaments in Abhängigkeit der Wandtemperatur und der Vorschubgeschwindigkeit

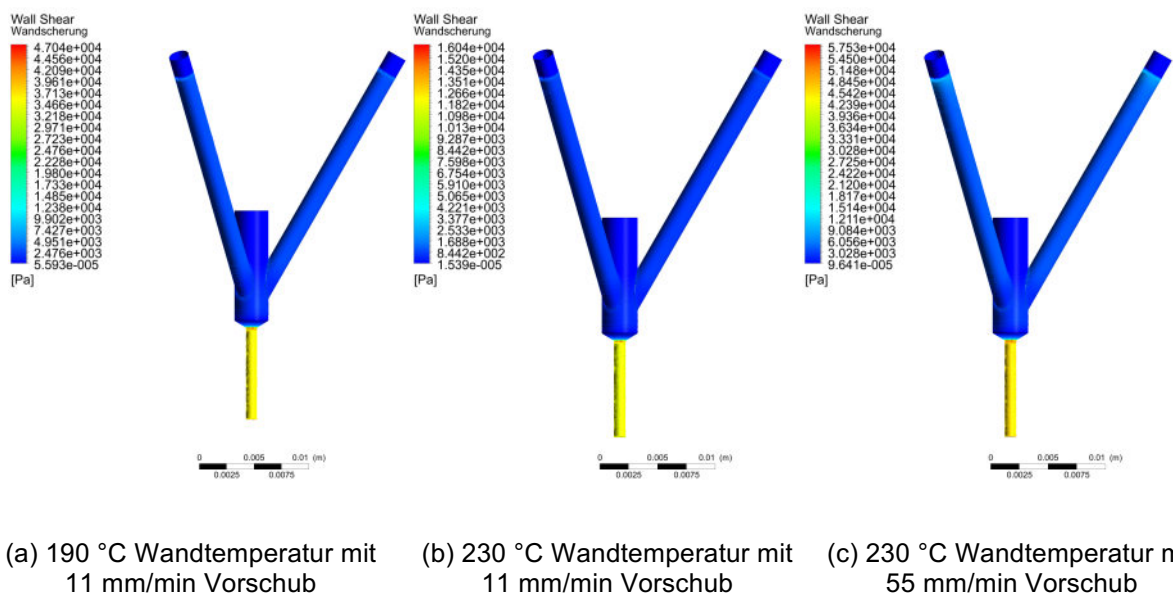


Abbildung 50: Wandscherung des Filaments in Abhängigkeit der Wandtemperatur und der Vorschubgeschwindigkeit

### Viskosität des PLAs

Die Veränderung der Viskosität des PLAs wird innerhalb des Druckkopfs zufolge der Temperatur des PLA und der Scherung des PLAs mit dem Cross-WLF Viskositätsmodell berechnet. Zur Speicherung und späteren Darstellung der Viskosität wird eine benutzerdefinierte Funktion geschrieben und in ANSYS Fluent implementiert (s. Anhang A.2). Der Einfluss der Wandtemperatur und der Vorschubgeschwindigkeit des PLAs auf die Viskosität des PLAs innerhalb des Druckkopfs ist in der Abbildung 51 für zwei unterschiedliche Wandtemperaturen bei zwei unterschiedlichen Vorschubgeschwindigkeiten gezeigt. Ausgehend von den hohen Viskositäten am Einlass kann das Aufschmelzverhalten des PLAs durch die drastische Minderung der Viskosität an der Schmelzfront beobachtet werden. Sobald die Temperatur des PLAs die Schmelztemperatur von 150 °C übersteigt nimmt die Viskosität stark ab. In Richtung der Schmelzkammer nicht die Viskosität aufgrund der relativ geringen Vorschubgeschwindigkeiten und der resultierenden geringen Scherung nicht weiter ab. In der Simulation weist die homogene Viskosität in der Schmelzkammer eine starke Abhängigkeit von der Wandtemperatur und eine sehr schwache Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit auf. Demzufolge beträgt die Viskosität in der Schmelzkammer bei 170 °C Wandtemperatur circa 9800 Pa·s für alle untersuchten Vorschubgeschwindigkeiten. Bei 190 °C wird die Viskosität auf circa 3300 Pa·s und bei 210 °C auf circa 1500 Pa·s reduziert. Die niedrigste Viskosität in der Schmelzkammer ist innerhalb der untersuchten Randbedingung bei 230 °C mit 900 Pa·s zu verzeichnen. Im Hinblick auf die Imprägnierung des Kohlefaserrovings ist eine Viskosität von 900 Pa·s als kritisch zu bewerten, da die Imprägnierung des Kohlefaserrovings durch eine möglichst geringe Viskosität, bestenfalls nahe 30 Pa·s, begünstigt wird [37].

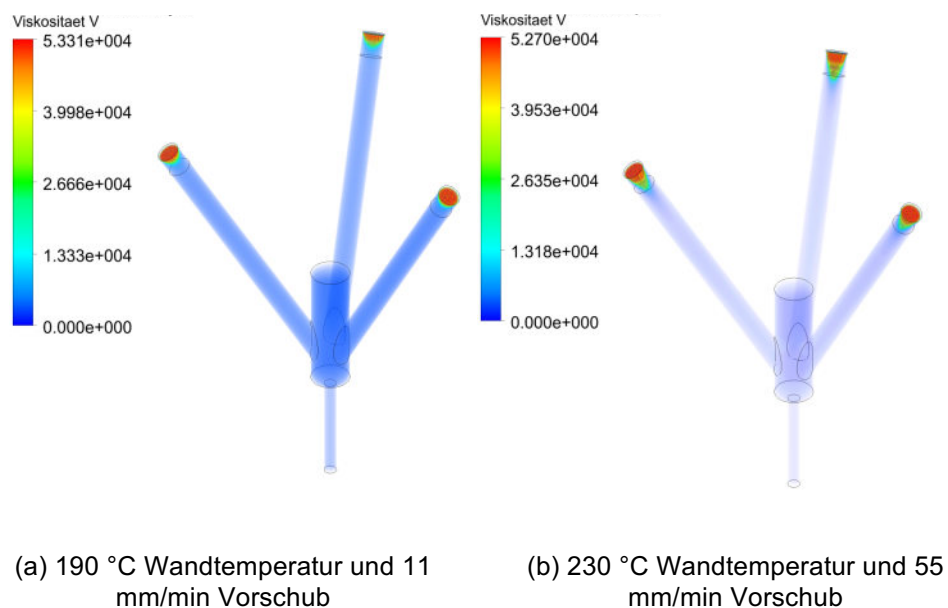


Abbildung 51: Viskosität des PLAs innerhalb des Druckkopfs

Durch eine kleinere Skalierung der Viskositätsdaten wird beispielhaft die Viskositätsänderung im Querschnitt der Düse aufgezeigt (s. Abbildung 52). Zuzufolge der Scherung innerhalb der Düse nimmt die Viskosität des PLAs, ausgehend von der Rotationsachse des Düsenkanals, zur Wand des Düsenkanals ab. Die angezeigte Viskosität von 0 Pa·s an der Wand des Strömungskanals beruht auf einen Anzeigefehler von CFD-Post.

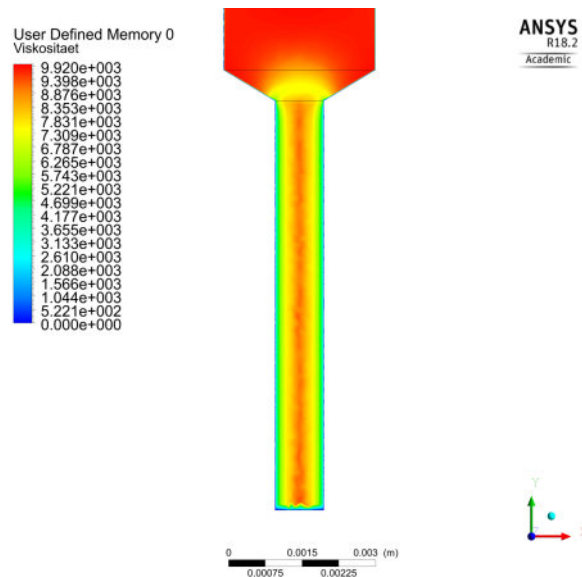
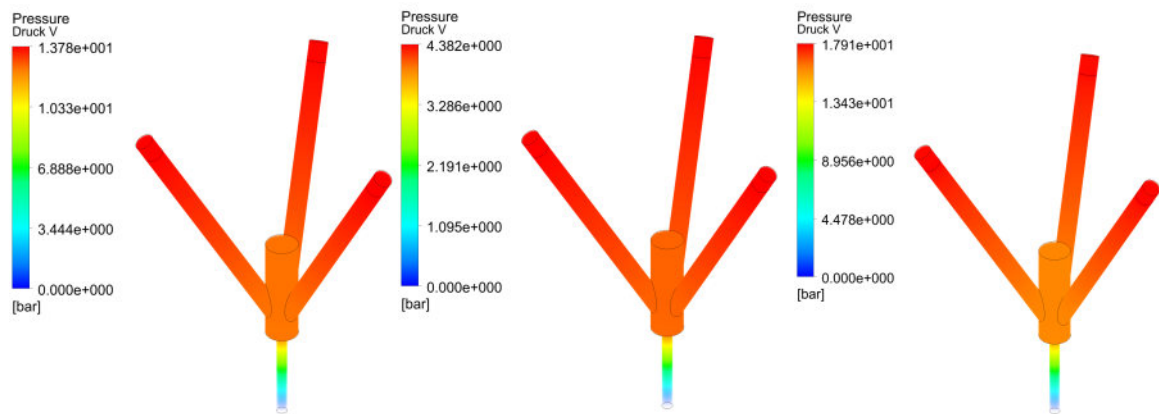


Abbildung 52: Viskosität des PLAs im Düsenkanal

## Druck

Der Strömungswiderstand des PLAs erzeugt eine Druckverteilung innerhalb des Druckkopfs in Abhängigkeit der Viskosität des PLAs und den Randbedingungen der Wandtemperatur und der Vorschubgeschwindigkeit. Der Einfluss unterschiedlicher Randbedingung auf die Druckverteilung im Druckkopf wird in der Abbildung 53 präsentiert. Aus den Simulationsergebnissen wird ersichtlich, dass der Druckabfall im Düsenkanal zufolge der hohen Strömungsgeschwindigkeiten am größten ist. Während bei 190 °C Wandtemperatur und 11 mm/min Vorschubgeschwindigkeit ein maximaler Druck von 13,78 bar an den Einlässen zur Förderung des PLAs überwunden werden muss, sinkt dieser Druckbedarf bei einer Wandtemperatur von 230 °C zufolge geringerer Viskositäten des PLAs auf 4,38 bar herab. Ausgehend von dem maximalen Druck an den Einlässen nehmen die Drücke in Richtung der Schmelzkammer nur minimal ab. Aufgrund der geringen Strömungsgeschwindigkeit des PLAs innerhalb der Schmelzkammer ist die Druckverteilung in der Schmelzkammer homogen verteilt. Die höhere Vorschubgeschwindigkeit von 55 mm/min bewirkt bei einer Wandtemperatur von 230 °C eine Steigerung des maximalen Drucks um 13,53 bar im Vergleich zu 11 mm/min Vorschub. Demzufolge haben beide Randbedingungen der Simulationen einen großen Einfluss auf die Druckverteilung innerhalb des Druckkopfs.



(a) 190 °C Wandtemperatur mit 11 mm/min Vorschub      (b) 230 °C Wandtemperatur mit 11 mm/min Vorschub      (c) 230 °C Wandtemperatur mit 55 mm/min Vorschub

Abbildung 53: Druck im Druckkopf in Abhängigkeit der Wandtemperatur und der Vorschubgeschwindigkeit

## 6.4 Experimentelle Validierung

### Druck

Die experimentelle Validierung der Strömungssimulation wird mittels des im Druckkopf integrierten, optischen Drucksensors ermöglicht. Der faseroptische Drucksensor ist eine Einzelanfertigung des „DDS Mini 2000“ der Firma „FOS Messtechnik“. Dieser ist in der Schmelzeinheit des Druckkopfs verbaut und misst den vorherrschenden Druck der thermoplastischen Schmelze in der Schmelzkammer. Die frontbündige Druckmembran ist mittels eines einzelnen Quarzglaslichtleiters mit dem optoelektronischen Messverstärker verbunden. Zur Aufzeichnung der Messwerte dient ein NI cDAQ-9174 als Chassis, in das ein NI-9234 als Spannungsmessmodul und ein NI-9212 als Temperaturmessmodul mit integrierter Kaltstellenkompensation installiert sind. Das Chassis ist per USB mit einem Laptop verbunden, auf dem die Messsignale mittels der Software Signalexpress aufgezeichnet werden.

Das Spannungsmessmodul nimmt den Druck über den optoelektronischen Messverstärker des Drucksensors sowie die Temperatur über ein Thermoelement in der Schmelzeinheit auf. Mittels der Temperaturmessung wird die Temperaturkompensation des Drucks innerhalb des optoelektronischen Messverstärkers ermöglicht. Vor den Druckversuchen wird der Drucksensor auf Atmosphärendruck kalibriert. Damit der Drucksensor temperaturunabhängig in der Schmelzkammer den Referenzdruck anzeigt, wird das Drucksignal zusätzlich über eine Schraube innerhalb des optoelektronischen Messverstärkers feinjustiert.

Die Abbildung 54 zeigt exemplarisch den gemessenen Druckverlauf über die Zeit für eine Temperatur der Schmelzeinheit von 190 °C und einer Vorschubgeschwindigkeit von 22 mm/min. Die Messung wird gestartet, sobald die Temperatur in der Düse konstant ist. Somit wird zum Zeitpunkt 0 ein Druck nahe Null gemessen. Ab Sekunde 25 wurde die Förderung



des Filaments eingeleitet, wodurch ein allmählicher Druckanstieg zu verzeichnen ist. Dabei oszilliert der Druck in Abhängigkeit der ausgeführten Schritte der Schrittmotoren. Nach ca. 200 Sekunden konvergiert der Mittelwert des Drucks gegen 12,47 bar und schwankt zwischen minimal 8,95 bar und maximal 17,42 bar. Die Konvergenz liegt der Füllung der Schmelzkammer mit Polymerschmelze sowie der Ausbildung einer definierten Schmelzfront zugrunde. Nach der Beendigung der Filamentförderung sinkt der Druck in der Schmelzkammer stark ab. Der dargestellte Druckverlauf ist charakteristisch für alle Messungen, sodass stets der Mittelwert aus dem Druckplateau gebildet wird. Alle Messdaten sind in dem Anhang A.3 enthalten.

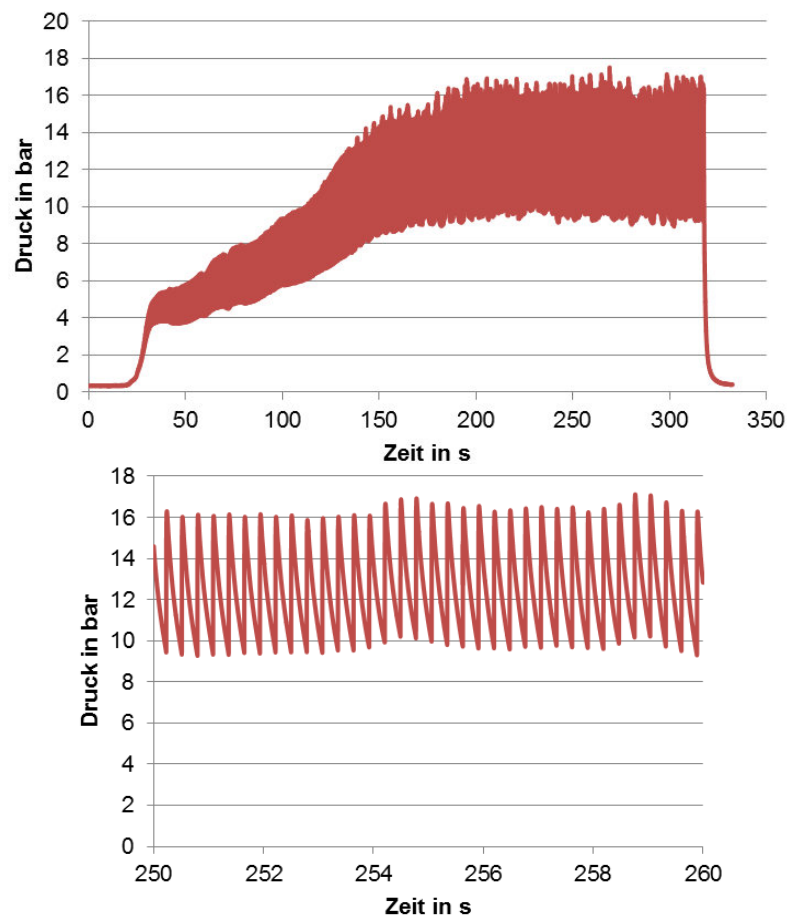


Abbildung 54: Exemplarische gemessene Druckwerte über die Zeit

Die gemittelten Werte des Drucks in Abhängigkeit der Temperatur der Schmelzeinheit und der Vorschubgeschwindigkeit des Filaments aus dem Experiment und der Simulation sind in der Abbildung 55 dargestellt. Die experimentellen Ergebnisse sind in Rot und die Simulationsergebnisse sind in Blau gefärbt, wobei die Farbintensität die Temperatur kennzeichnet. Aus den experimentellen Ergebnissen wird deutlich, dass höhere Temperaturen der Schmelzeinheit zu geringeren Drücken im Druckkopf führen. Dies ist in der Steigerung der Viskosität des PLAs begründet. Weiterhin ist der Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit des Filaments auf den Druck größer, je geringer die Temperatur der Schmelzeinheit ist. Demnach sind bei



einer Temperatur der Schmelzeinheit von 230 °C höhere Vorschubgeschwindigkeiten des Filaments, aufgrund des geringeren Druckbedarfs, möglich. Der höchste gemittelte Druck wird experimentell bei 170 °C und 26 mm/min Vorschub mit 17,61 bar verzeichnet. Dieser Druck bewirkt akustisch wahrnehmbare Irregularitäten der Filamentfördereinheiten und stellt damit den maximalen Druck dar, bei dem das Filament noch gefördert werden kann. Die absoluten Simulationsergebnisse für den Druck weichen von den experimentellen Druckergebnissen ab. Demnach liegen die Simulationsergebnisse stets oberhalb der experimentellen Werte. Der relative Verlauf für die Simulationsergebnisse bei 210 °C und 230 °C entlang höherer Vorschubgeschwindigkeiten zeigt Übereinstimmungen mit dem experimentellen Verlauf. Als kritisch sind die Simulationsergebnisse bei 170 °C und 190 °C zu bewerten, da die Modellierung der Viskosität, aufgrund des negativen Fließexponenten, fehlerbehaftet ist. Durch diesen Fehler sinken die Simulationsergebnisse des Drucks zufolge höherer Scherrate. Ein Absinken im Kurvenverlauf wird experimentell allerdings nicht gemessen.

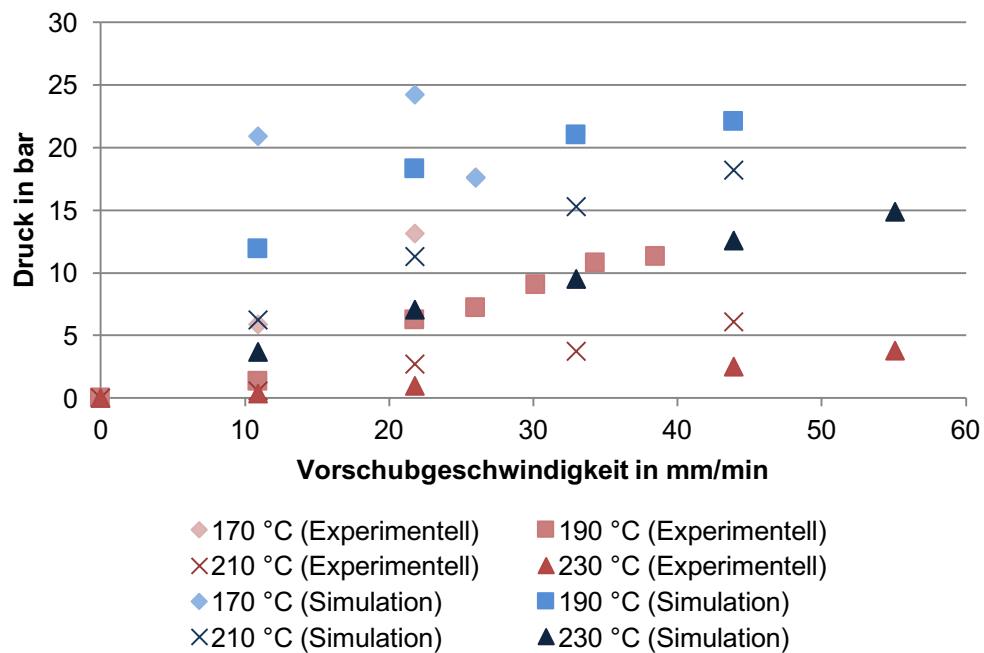


Abbildung 55: Experimentelle und simulierte Ergebnisse des Drucks innerhalb des Druckkopfs in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit des Filaments sowie der Temperatur der Schmelzeinheit

Die Streuungen der Messwerte für den Druck innerhalb des Druckkopfs und die Temperatur der Schmelzeinheit sind beispielhaft in der Abbildung 56 gezeigt. Die dargestellten Ergebnisse beruhen auf jeweils 4 Messungen bei den gewählten Prozessparametern von 190 °C in der Schmelzeinheit und 26 mm/min Vorschub, 210 °C und 26 mm/min Vorschub sowie 190 °C und 33 mm/min Vorschub (s. Anhang A.3). Die Messwerte für den Druck belegen die zuvor durchgeführten Experimente, indem der Trend zu höheren Drücken bei höheren Vorschubgeschwindigkeiten und geringeren Drücken zufolge höherer Temperaturen bestätigt wird. Zusätzlich korreliert die Standardabweichung mit der Höhe der gemessenen

Drücke. Je höher der gemessene Druck, desto größer ist die Standardabweichung. Dies lässt darauf schließen, dass der Extrusionsprozess mit geringerem Druckbedarf stabiler verläuft. Die Temperatur in der Schmelzeinheit hingegen unterliegt bei allen dargestellten Versuchen aufgrund des neuen Leistungsreglers kaum Schwankungen.

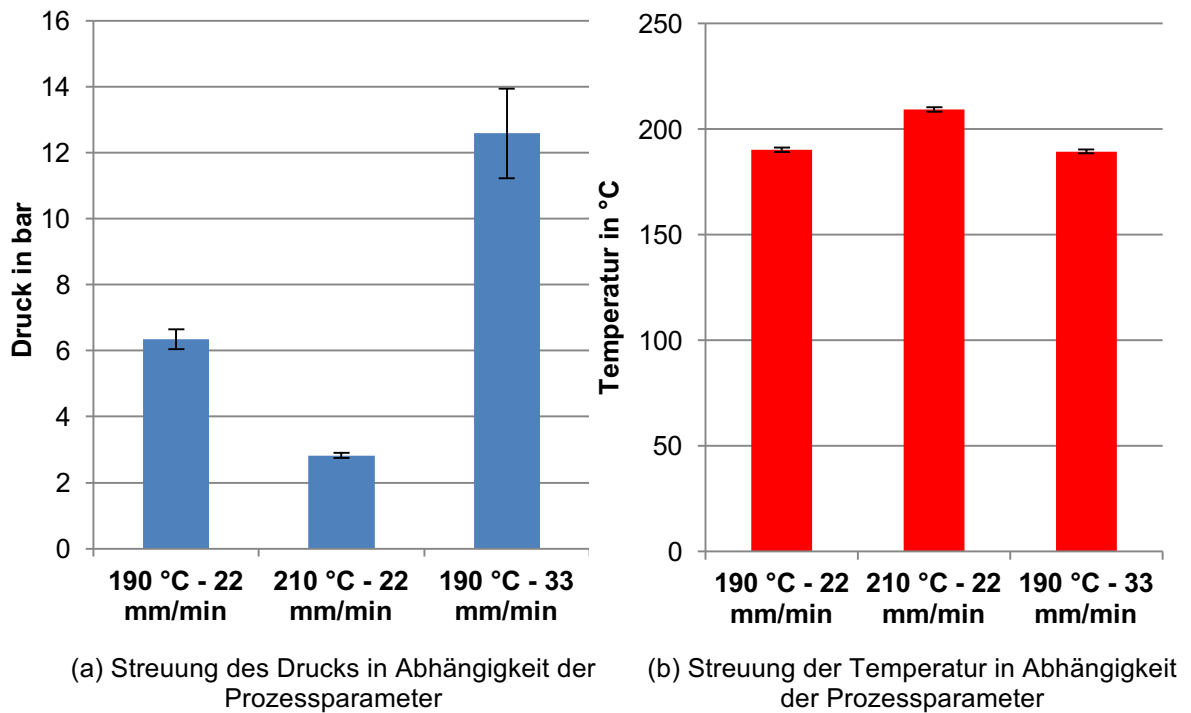


Abbildung 56: Streuung der Messwerte aus den Druckversuchen

Des Weiteren wird der Filamentvorschub innerhalb derselben Versuche mittels eines definierten Abstands der Filamente zum Druckkopf anhand eines Messschiebers gemessen. Dazu zeigt die Abbildung 57 die Streuung der Messwerte für den Filamentvorschub. Die jeweiligen Farben stellen die Farben der unterschiedlichen Filamente dar. Die Ergebnisse bestätigen die vorherigen Messungen zu der verhältnismäßig geringen Förderung des blauen Filaments. Weiterhin ist die Streuung bei allen Messungen gering, jedoch infolge höherer Temperaturen und niedriger Vorschubgeschwindigkeiten am geringsten. Somit ist die langsame Förderung des Filaments bei höheren Temperaturen der Schmelzeinheit hinsichtlich der Prozessstabilität am geeignetsten. Aus den Versuchen wird ebenfalls ersichtlich, dass die Menge an gefördertem Filament mit dem ermittelten Druck korreliert. Je mehr Filament gefördert wird, desto höher ist der Druck in der Schmelzkammer.

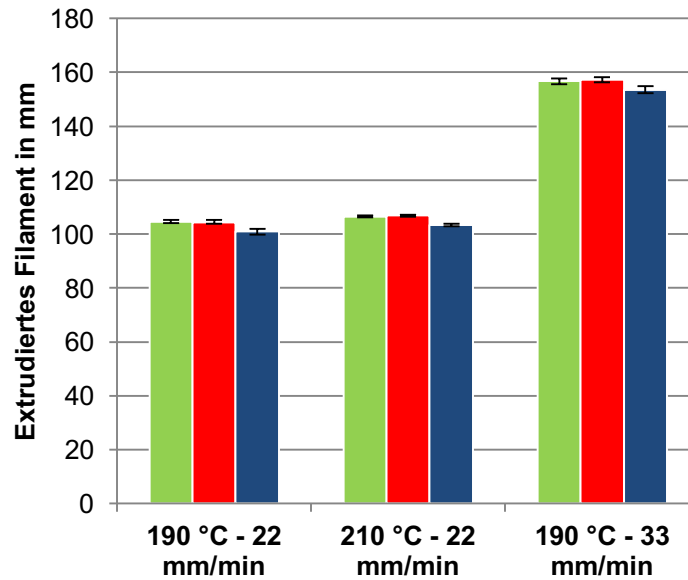


Abbildung 57: Streuung der Messwerte für den Filamentvorschub

### Fehleranalyse

Grundsätzlich herrschen innerhalb der Strömungssimulation dieselben numerischen Fehlerursachen wie in der Wärmeübertragungssimulation, nämlich die Idealisierungs-, Diskretisierungs- und numerischen Rundungsfehler. Der Rundungsfehler wird innerhalb der Strömungssimulation durch die Option „Doppelte Präzision“ minimiert, weil mehr Nachkommastellen berücksichtigt werden. Eine hohe Diskretisierungsgüte des Simulationsmodells wurde bei der Durchführung einer Netzverfeinerungsstudie nachgewiesen. Der Iterationsfehler wird über das Konvergenzkriterium minimiert, wobei alle durchgeführten Strömungssimulationen eine monotone Konvergenz aufgezeigt haben. Ein weiteres Qualitätskriterium der Strömungssimulation stellt die Balance der Massenströme dar. Die Abweichung der Einlass- und Auslassmassenströme liegt unter 1 % des geringsten Einlassstroms und erfüllt damit das Qualitätskriterium von ANSYS Fluent.

Die größte Vereinfachung innerhalb der präsentierten Strömungssimulation besteht in der kontinuierlichen Förderung des Filaments, während die Filamente real durch die Filamentförderereinheiten schrittweise dem Druckkopf zugeführt werden. Diese Vereinfachung führt voraussichtlich zu dem größten Fehler in der Simulation des Extrusionsprozesses des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs. Durch die kontinuierliche Förderung wird die Polymerschmelze im Vergleich zur schrittweisen Förderung des Filaments relativ gering geschert, sodass an den Wänden des Heizkanals höhere Viskositäten durch das Cross-WLF Viskositätsmodell ermittelt werden. Dieser erhöhte Strömungswiderstand kann zu der Abweichung der Simulationsergebnisse gegenüber der experimentellen Ergebnisse des Drucks im Druckkopf führen. Außerdem bleibt das elastische Deformationsverhalten innerhalb der Strömungssimulation unberücksichtigt. Es ist davon auszugehen, dass dieses elastische Deformationsverhalten

einen großen Einfluss auf die reale schrittweise Förderung des Filaments und die Relaxation der Polymerschmelze hat. Zusätzlich ist die mechanische Vorbelastung des Polymers innerhalb des Druckkopfs unbekannt, welche auf Grundlage der Thixotropie des PLA's Auswirkungen auf die Viskosität hat. Des Weiteren ist der Aufschmelzvorgang des PLA-Filament vereinfacht simuliert worden, da die latente Wärme zufolge der Kristallisations- und Schmelzenthalpie unberücksichtigt bleibt. Die Missachtung der Ausdehnung des teilkristallinen Thermoplasts im Aufschmelzvorgang durch die Umwandlung der kristallinen Bereiche in amorphe Strukturen sowie der linearen Temperatúrausdehnung der Schmelze führt zu einem Fehler in der Simulation. Zusätzlich stellt der reale Druckkopf kein abgedichtetes System wie das Simulationsmodell dar. Im realen Extrusionsprozess führt der Austritt der Polymerschmelze, insbesondere auf Höhe der Wärmeisierungsplatten, zu geringeren gemessenen Massenströmen sowie zur Druckentweichung. Weitere Störgrößen in der experimentellen Messung des Drucks durch den, im Druckkopf integrierten, Drucksensor stellen Temperaturschwankungen innerhalb der Messung dar. Es hat sich gezeigt, dass die Messung des Drucks sehr temperaturempfindlich ist, sodass jegliche Temperaturschwankungen vermieden werden sollten. Imperfektionen im Filament in Bezug auf Durchmesserschwankungen oder der Inhomogenität der Moleküle bewirken einen zusätzlichen Fehler. Die Anwendung von drei PLA-Filamenten mit unterschiedlichen Farben stellt eine zusätzliche Störgröße dar, weil die Farbpigmente die mechanischen, thermischen und rheologischen Eigenschaften der Filamente beeinflussen [116]. Zusätzlich ist davon auszugehen, dass in Realität komplexe Gleitzustände zwischen der Polymerschmelze und den Wänden des Strömungskanals vorherrschen, während in der Simulation kein Gleitzustand angenommen wird. Insbesondere bei hohen Temperaturen in der Schmelzkammer und der Düse fließt das Polymer ohne weiteres Vorschub unkontrolliert aus der Düse.

Durch eine Sensitivitätsanalyse werden die sensiblen Parameter des Simulationsmodells, zur Abschätzung der Fehlerquellen, bestimmt. Demnach hat die Eintrittstemperatur des Filaments einen geringen Einfluss auf die Simulationsergebnisse aufgrund der niedrigen Vorschubgeschwindigkeiten. Zusätzlich ist der Einfluss der Größe der Schmelzkammer sowie die Geometrie des Filamenteintritts auf die Simulationsergebnisse gering. Die präsentierte Strömungssimulation ist allerdings sensibel auf die Modellierung der Viskosität des Filaments. Dadurch, dass die rheologischen Untersuchungen des PLA-Filaments Irregularitäten hinsichtlich der Viskosität bei hohen Scherraten aufweisen, wird auf Fehler bei der Durchführung der Rotationsversuche geschlossen. Trotz der Generierung einer Schmelze sowie dem Halten der Schmelze über längere Zeit kann die Feuchtigkeit in der Polymerschmelze zu Fehlern in der Ermittlung der Viskosität geführt haben. Zur Untersuchung des Einflusses des Restfeuchtigkeitsgehalts auf die Viskositätsmessungen wird die Vortrocknung der Proben durch das Halten der Probe bei 120 °C über 46 Stunden empfohlen. Diese Einstellungen

gleichen der üblichen Bestimmung des Feuchtigkeitsgehalts eines Polymers. Des Weiteren können mögliche Lufteinschlüsse in der Probe zufolge der Applizierung der Polymerschmelze auf die untere Platte des Platte-Platte-Messsystems durch eine vorherige Erstellung von Polymerscheiben minimiert werden. Durch die Beschränkung der maximalen Temperatur des Rheometers auf 200 °C kann das Fließverhalten des Polymers mit dem Rheometer nicht bei höheren Temperaturen gemessen werden. Dementsprechend resultiert aus der Kurvenanpassung der experimentellen Viskositätsdaten mit dem Cross-WLF Viskositätsmodell ein Fehler in der korrekten Modellierung des Fließverhaltens bei Temperaturen oberhalb 200 °C. Weiterhin besteht die Möglichkeit eines Temperaturgradienten in der Polymerprobe des Platte-Platte-Messsystems trotz der Verwendung einer Temperierkammer und dem Halten der Probe bei der eingestellten Temperatur über zehn Minuten. Diese unkontrollierte Wärmeentweichung wäre insbesondere bei der Durchführung der Viskositätsmessungen bei hohen Temperaturen kritisch. Alternativ wird die Durchführung von Viskositätsmessungen des PLA-Filaments in einem Hochdruckkapillarrheometer vorgeschlagen. Alle weiteren Versuche an dem PLA-Filament wiesen keine Irregularitäten auf, sodass die Kalibrierung der Simulation mit diesen Versuchsergebnissen zur realitätsnahen Simulation des Materialverhaltens führt.

## 7 Konstruktionsanalyse des Druckkopfs

In diesem Kapitel werden Konstruktionsanalysen des Druckkopfs hinsichtlich des Einflusses alternativer Werkstoffe auf die Temperaturverteilung des Druckkopfs und Änderungen an der Düse auf das Strömungsverhalten des PLAs durchgeführt.

### 7.1 Konstruktionsanalyse hinsichtlich der Wärmeübertragung

Innerhalb der Wärmeübertragungssimulation sowie der experimentellen Versuche wird die Wärmeverteilung des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs bei unterschiedlichen Temperaturen in der Schmelzeinheit und der Düse aufgezeigt. Bei Betrieb der Schmelzeinheit mit 230 °C und eingeschalteten Lüfter wird die Temperatur in den Kühlkörpern des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs von 90 °C bei ausgeschalteten Lüftern auf 35 °C abgesenkt. Damit ist der AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopf hinsichtlich der Ausbildung eines steilen Temperaturgradienten mit homogen niedrigen Temperaturen in den Kühlkörpern sowie der homogen hohen Temperaturen in der Schmelzeinheit und der Düse besser als die Druckköpfe in der referenzierten Literatur ([44], [50], [52], [57], [60]–[62]). Aufgrund der besseren Temperaturverteilung im AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopf gegenüber alternativer Druckköpfe wird keine geometrische Konstruktionsanalyse des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs vorgenommen. Vielmehr wird folgend der Einsatz alternativer Werkstoffe für die Bauteile des Druckkopfs diskutiert.

#### Vergleich der Wärmeverteilung bei unterschiedlichen Werkstoffen

Ausgehend von der aktuellen Werkstoffpaarung aus den Kupfer-Kühlkörpern sowie der Schmelzeinheit und der Düse aus Messing wird der Einsatz von Aluminium als Werkstoff für die drei Komponenten des Druckkopfs analysiert. Aluminium wird aufgrund der häufigen Verwendung in den Druckköpfen des Strangablageverfahrens gewählt. Außerdem bietet Aluminium bessere mechanische Eigenschaften als Messing hinsichtlich der Härte und ist damit widerstandsfähiger gegenüber äußere mechanische Belastungen. Zusätzlich wird der Einsatz von Titan-Schrauben in der aktuellen Werkstoffpaarung des Druckkopfs zur Verbindung der Kühlkörper mit der Schmelzeinheit untersucht. Die Werkstoffauswahl fällt auf Titan, weil die Effizienz der wärmeisolierenden Schrauben aus Titan bereits im E3D-Druckkopf aufgezeigt wird. Demzufolge beträgt der Wärmestrom einer wärmeisolierenden Schraube aus Titan etwa ein Drittel des Wärmestroms der Edelstahl-Variante, wodurch die Wärmeleitung von der Schmelzeinheit zu dem Kühlkörper stark eingeschränkt wird [117].

## Masse

Hinsichtlich der Massenträgheit sowie den Vibrationen des Druckkopfs bei einem transienten Druck sind möglichst geringe Massen zu bevorzugen. Eine hohe Gesamtmasse des Druckkopfs führt zu mehr Massenträgheit sowie mehr Vibrationen, welche einen großen, negativen Einfluss auf die Oberflächenqualität und die mechanischen Eigenschaften der produzierten Bauteile haben ([75]; [76]). Dieser Einfluss trifft für den AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopf allerdings minimiert zu, da aktuell verhältnismäßig niedrige Verfahrensgeschwindigkeiten des Druckkopfs angewendet werden. Dennoch wird der Einfluss berücksichtigt, weil die Verfahrensgeschwindigkeit des Druckkopfs auf Grundlage einer kosteneffizienten Produktion von Bauteilen erhöht werden muss. Die aktuelle Werkstoffpaarung aus Messing und Kupfer für die Bauteile des Druckkopfs haben eine Gesamtmasse von 0,265 kg. Dagegen weisen dieselben Bauteile aus Aluminium nur eine Gesamtmasse von 0,084 kg auf. Folglich sind Bauteile aus Aluminium hinsichtlich der Masse zu bevorzugen, da die Bauteile aus Messing und Kupfer etwa dreimal so viel Masse haben.

## Wärmeverteilung

Zur Untersuchung der Temperaturverteilung innerhalb des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs in Abhängigkeit unterschiedlicher Werkstoffe für die Düse, die Schmelzeinheit, die Kühler sowie die Schrauben werden folgend stationäre Wärmeübertragungssimulationen durchgeführt. Ausgehend von dem Simulationsmodell aus dem Kapitel 5.2 werden auf Basis desselben Netzes neue Randbedingungen für die Werkstoffe dem Simulationsmodell hinzugefügt (s. Tabelle 14). Zusätzlich wird die geringe und hohe Wärmestromdichte aus der Untersuchung des dynamischen Temperaturverhaltens des Druckkopfs übernommen (s. Kapitel 5.3). Entgegen einer konstanten Temperatur auf den Oberflächen der Heizpatronen berücksichtigen die Wärmestromdichten den Einfluss der spezifischen Werkstoffe auf die Temperaturverteilung im Druckkopf besser. Aufgrund der vorherigen Empfehlung zum Betrieb der Lüfter hinsichtlich der Erstellung eines steilen Temperaturgradienten wird nur die Randbedingung der eingeschalteten Lüfter implementiert.

Tabelle 14: Werte der Randbedingungen der Wärmeübertragungssimulation

Material	Bauteil	Wärmeleitfähigkeit [W/(m·K)]
Aluminium	Schmelzeinheit Düse Kühlkörper	237,5
Messing	Schmelzeinheit Düse	111
Kupfer	Kühlkörper	401
Edelstahl	Schrauben	15,1
Titan	Schrauben	21

Die Simulationsergebnisse zu den Temperaturverteilungen innerhalb des Druckkopfs in Abhängigkeit unterschiedlicher Werkstoffe und unterschiedlicher Wärmestromdichten sind in der Abbildung 58 präsentiert. Aufgrund der hohen Konvektion an den Oberflächen der Lüfter, zufolge der aktiven Lüfter, haben die unterschiedlichen Werkstoffe keinen nennenswerten Einfluss auf die Temperaturverteilung innerhalb der Kühlkörper. Allerdings wird die Temperaturverteilung in der Düse sowie der Schmelzeinheit von dem Einsatz neuer Werkstoffe beeinflusst. Die Anwendung von Titanschrauben führt aufgrund der höheren Wärmeleitfähigkeit als Edelstahl zur Reduzierung der Temperaturen in der Düse und der Schmelzeinheit um ca. 5 °C im Vergleich zur aktuellen Werkstoffpaarung. Der Temperaturverlauf innerhalb der beiden Bauteile bleibt allerdings erhalten, weil dieses vom Messing bestimmt. Eine Düse und eine Schmelzeinheit aus Aluminium führt zur homogenen Temperaturverteilung in den genannten Bauteilen. Während die Temperatur entlang des Pfades bei der Verwendung von Messing um 8,82 °C abnimmt, beträgt die Temperaturabnahme bei den Bauteilen aus Aluminium nur 4,48 °C. Diese Beobachtung liegt der höheren Wärmeleitfähigkeit des Aluminiums zugrunde, wodurch die Wärme innerhalb des Bauteils besser verteilt wird. An den Oberflächen der Düse und der Schmelzeinheit herrschen bei Aluminium, ebenfalls zufolge der höheren Wärmeleitfähigkeit, geringere Temperaturen aufgrund der erhöhten Wärmeabgabe.

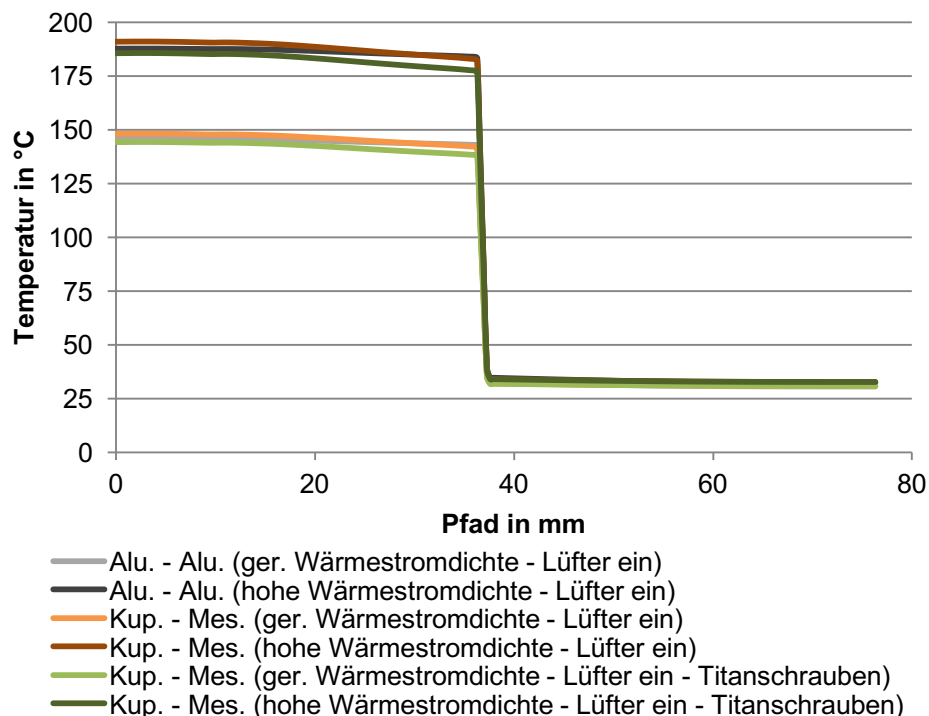


Abbildung 58: Wärmeverteilung bei unterschiedlichen Werkstoffen in Abhängigkeit einer geringen und hohen Wärmestromdichte sowie ein- und ausgeschalteten Lüftern

Als Ergebnis dieser Untersuchung ist der Einsatz von Düsen und Schmelzeinheiten aus Aluminium hinsichtlich der mechanischen Eigenschaften, der geringeren Masse sowie der



homogeneren Temperaturverteilung in der Düse und der Schmelzeinheit zu empfehlen. Die Effizienz der wärmeisolierenden Schrauben aus Titan wird nicht bestätigt.

### **Optimierung des Lüfters**

Innerhalb der Wärmeübertragungssimulation sowie der experimentellen Validierung wurde der große Einfluss der Lüfter auf die Wärmeverteilung des Druckkopfs nachgewiesen. Mit den aktuellen Lüftern wird die Temperatur des Kühlkörpers bei Betrieb von 90 °C auf 35 °C gesenkt, wobei die Temperatur der Schmelzeinheit 230 °C beträgt. Allerdings ist der maximale Luftstrom des aktuellen Lüfters mit 0,216 m<sup>3</sup>/min relativ gering. Um folglich die Temperaturen der Kühlkörper weiter zu verringern und damit die Wärmeverteilung zu optimieren, wird die Verwendung von Lüftern mit einem höheren Luftstrom empfohlen. Die Firma Sunon bietet hierzu den Lüfter EB40200SX-000U-999 mit denselben Abmaßen und einem maximalen Luftstrom von 0,306 m<sup>3</sup>/min an (siehe Anhang A.1). Diese Steigerung des maximalen Luftstroms um 41,66 % resultiert in niedrigeren Temperaturen der Kühlkörper. Zusätzlich wird angenommen, dass die Lüfter aufgrund der Temperaturregelung des Druckkopfs weiterhin keinen Effekt auf die Temperaturen in der Schmelzeinheit sowie der Düse haben. Allerdings ist der Betrieb von Lüftern mit einem höheren Luftstrom aufgrund der gesteigerten Konvektion auf der Schmelzeinheit und der Düse energetisch ungünstiger, da mehr Heizleistung zur Erreichung einer konstanten Temperatur in der Schmelzeinheit und der Düse benötigt wird.

## **7.2 Konstruktionsanalyse hinsichtlich der Strömung**

Folgend werden Konstruktionsanalysen des Druckkopfs hinsichtlich der Strömung durchgeführt, um den Einfluss der Düsengeometrie sowie der Anwendung unterschiedlicher Temperaturzonen in der Schmelzeinheit und der Düse auf die Druckverteilung im Druckkopf aufzuzeigen. Der Einfluss auf die Druckverteilung im Druckkopf ist von Interesse, weil mit den gewonnen Informationen Rückschlüsse auf die Imprägnierung des Kohlefaserrovings und die Prozessstabilität getroffen werden.

### **Unterschiedliche Düsengeometrien**

Innerhalb der bisherigen Strömungssimulationen wurde aufgezeigt, dass der maximale Druck im Druckkopf hauptsächlich von dem Strömungswiderstand des PLAs in dem Düsenkanal abhängt. Demzufolge sind geometrische Änderungen an der Düse hinsichtlich eines Einflusses auf die Druckverteilung am wirksamsten. Aus diesem Grund werden folgend die drei geometrischen Koeffizienten der Düse, nämlich der Düsenwinkel  $\alpha_D$ , die Länge des Düsenkanals  $l_D$  sowie der Düseninnendurchmesser  $d_D$  zur Beeinflussung des Drucks im Druckkopf untersucht (s. Abbildung 59). Ein weiterer Grund für die Auswahl dieser Parameter stellt

die einfache Implementierung in den aktuellen Druckkopf dar. Da die Düse mit dem Druckkopf verschraubt ist, können Düsen mit neuen Geometrien schnell und modular ausgetauscht werden.

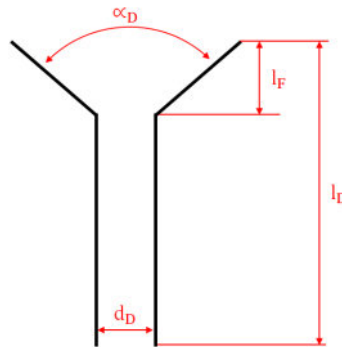


Abbildung 59: Koeffizienten der Parameterstudie

Ausgehend von der aktuellen Düsengeometrie wird eine Parameterstudie zur Untersuchung des Einflusses der geometrischen Parameter der Düse auf die Druckverteilung im Druckkopf durchgeführt. Folgende Abstufungen des Düsenwinkels, der Länge des Düsenkanals sowie des Düseninnendurchmessers werden an dem Simulationsmodell der Strömungssimulation mit denselben Netzeinstellungen wie zuvor analysiert:

- Düsenwinkel: 60 °, 90 °, 118 ° (aktuell), 120 ° und 150 °
- Länge des Düsenkanals: 5 mm, 9 mm (aktuell) und 15 mm
- Düseninnendurchmesser: 0,6 mm, 0,8 mm, 1 mm (aktuell), 1,2 mm und 1,4 mm

Die geometrischen Parameter der Düse werden kleiner und größer als die aktuelle Düsengeometrie gewählt, um den Einfluss der Geometrieänderungen gesamtheitlich zu untersuchen. Zur Untersuchung des Einflusses des Düsenwinkels wird die Länge des Düsenkanals von 9 mm und einem Düseninnendurchmesser von 1 mm aus der aktuellen Düsenkonstruktion beibehalten. Dabei wird dementsprechend auch die Länge der Fase  $l_F$  geändert. Der Einfluss der Länge des Düsenkanals wird bei dem aktuellen Düsenwinkel von 118 ° und dem Düseninnendurchmesser von 1 mm analysiert. Letztlich wird der Einfluss des Düseninnendurchmessers bei dem aktuellen Düsenwinkel von 118 ° und der Länge des Düsenkanals von 9 mm untersucht. Für die folgenden Strömungssimulationen wird angenommen, dass die geometrischen Änderungen der Düse keinen Einfluss auf die Temperaturverteilung in der Düse haben. Diese Annahme wird angesichts der homogenen Wärmeverteilung in der Düse und den geringen geometrischen Änderungen der Düse getroffen. Zur Vergleichbarkeit der Ergebnisse werden die Randbedingungen der konstanten Wandtemperatur von 230 °C und einer Vorschubgeschwindigkeit von 55 mm/min bei Anwendung der gleichen Netzbedingungen vorausgesetzt. Die Temperatur wird mit 230 °C gewählt, da bei dieser Temperatur die geringsten Viskositäten des PLAs ohne Degradation des Materials erreicht werden. Die Vor-

schubgeschwindigkeit von 55 mm/min wird als Randbedingung gewählt, weil diese Randbedingung hohe Drücke im Druckkopf erzeugt. Somit wird eine größere Differenz der Ergebnisse für den Druck im Druckkopf in Abhängigkeit der Düsengeometrie ermöglicht. Diese niedrigen Viskositäten sowie die hohen Drücke begünstigen gemäß dem modifizierten Darcy-Gesetz (s. Kapitel 3.2.1) die Imprägnierung des Kohlefaserrovings. Die Ergebnisse der Parameterstudie für den Druck im Druckkopf in Abhängigkeit des Düseninnendurchmessers, der Düsenlänge sowie des Düsenwinkels werden folgend präsentiert.

Der Druck innerhalb der Schmelzkammer ist stark abhängig von dem Düseninnendurchmesser (s. Abbildung 60). Ausgehend von dem aktuellen Düseninnendurchmesser von 1 mm bewirken kleinere Düseninnendurchmesser große Druckanstiege in der Schmelzkammer. Während der Druck am Drucksensor bei 1 mm Düseninnendurchmesser 15,2 bar beträgt, steigt der Druck bei 0,6 mm Düseninnendurchmesser zu 38,3 bar an. Größere Düseninnendurchmesser als die aktuellen 1 mm führen zu geringeren Drücken in der Schmelzkammer. Entgegen der Druckerhöhung um 23,1 bar zufolge 0,4 mm kleinerer Düseninnendurchmesser führt ein 0,4 mm größerer Düseninnendurchmesser zu 10,7 bar Druckerhöhung. Dementsprechend führt eine Reduzierung des Düseninnendurchmessers zu einem exponentiellen Anstieg des Drucks in der Schmelzkammer.

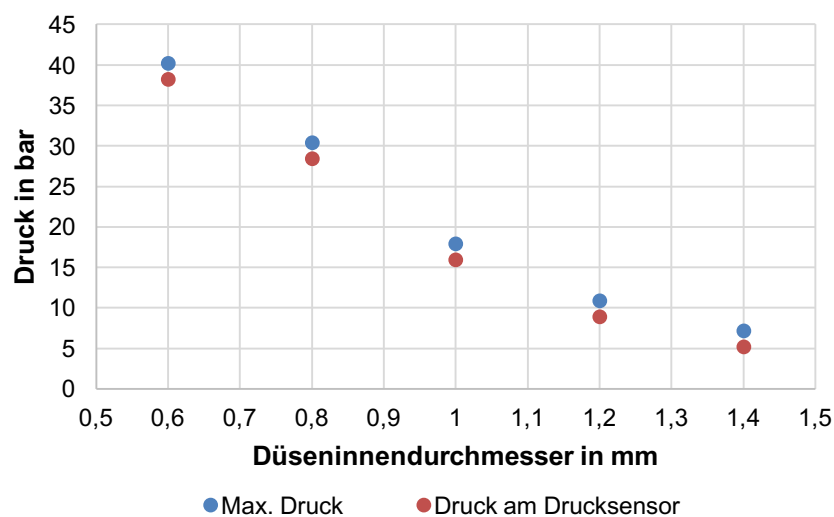


Abbildung 60: Druck im Druckkopf in Abhängigkeit des Düseninnendurchmessers

Längere Düsenkanäle sind grundsätzlich vorteilhaft für die Temperaturverteilung innerhalb der Polymerschmelze, weil die Polymerschmelze länger in der heißen Düse verweilt. Die Simulationen haben jedoch gezeigt, dass die Temperatur über den Querschnitt des Düsenaustritts zufolge der geringen Massenströme konstant 230 °C beträgt. Demzufolge wird nur der Einfluss der Düsenlänge auf den Druck im Druckkopf untersucht (s. Abbildung 61). Der Druck im Druckkopf zeigt eine starke Abhängigkeit von der Düsenlänge. Eine Reduzierung der Düsenlänge von den aktuellen 9 mm auf 5 mm bewirkt 7,2 bar Druck weniger am Druck-

sensor. Dagegen resultiert eine Erhöhung der Düsenlänge von 9 mm auf 15 mm zu 11,1 bar mehr Druck am Drucksensor.

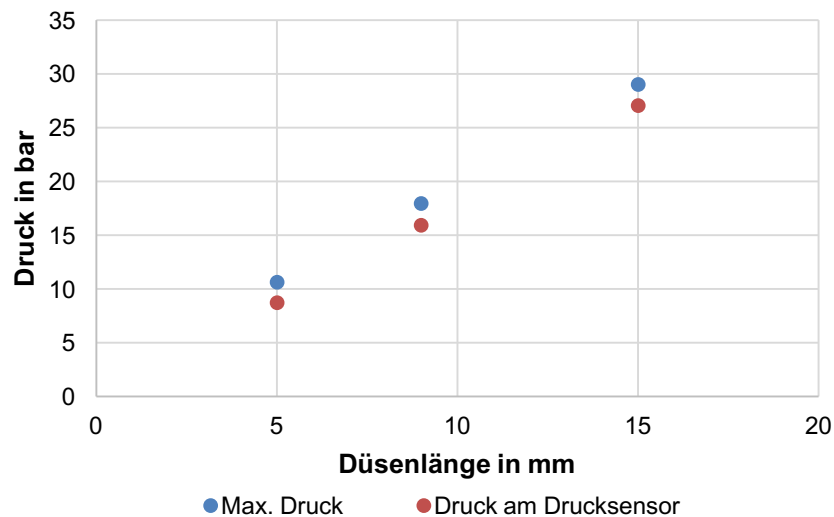


Abbildung 61: Druck im Druckkopf in Abhängigkeit der Düsenlänge

Die Änderung des Düsenwinkels bewirkt innerhalb der Simulation schwache Änderungen des Drucks im Druckkopf (s. Abbildung 62). Ausgehend von dem geringsten Düsenwinkel mit 60 ° wird der Druck im Druckkopf bis zum größten Düsenwinkel mit 150 ° um nur 2,6 bar erhöht.

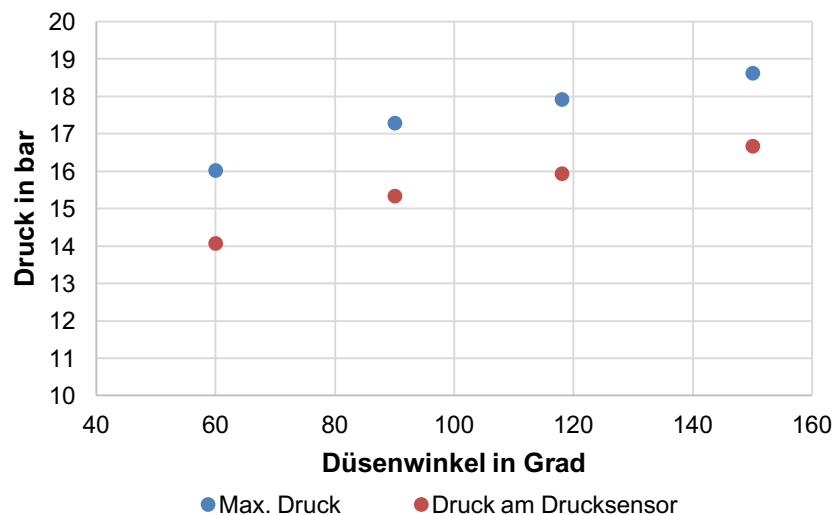


Abbildung 62: Druck im Druckkopf in Abhängigkeit des Düsenwinkels

Abschließend sei erwähnt, dass in [85] zusätzlich eine runde, rechteckige und sternförmige Düsenöffnungen bei gleicher Oberfläche der Düsenöffnungen untersucht wurde. Es stellte sich heraus, dass runde Düsenöffnungen den geringsten Druckbedarf erzeugen, gefolgt von der sternförmigen und abschließend der rechteckigen Düsenöffnung.

### **Unterschiedliche Temperaturzonen**

Bei Thermoplastimprägnieranlagen zur Prepregherstellung ist die Düse das wichtigste Bauteil in Bezug auf die Imprägnierung der Kohlefasern mit thermoplastischer Schmelze. Neben der Aufspreizung der Fasern soll die Imprägnierung durch eine Düsengeometrie mit wechselseitigem Druckpotenzial der Polymerschmelze begünstigt werden. [104]

Da die Fasern innerhalb der Strömungssimulation unberücksichtigt bleiben, werden folgend unterschiedlicher Temperaturzonen des Druckkopfs zur Ausbildung unterschiedlicher Druckpotenziale im Druckkopf untersucht. Dazu wird der Einfluss unterschiedlicher Temperaturen in der Düse und der Schmelzeinheit auf die Druckverteilung im Druckkopf mittels der Strömungssimulation ergründet. Die Grundlage der Untersuchung stellt die Anwendung der Wärmeisolierungsplatten aus Keramik zwischen der Schmelzeinheit und der Düse des Druckkopfs dar. Aus der Wärmeübertragungssimulation und den experimentellen Versuchen wurde die Effizienz der Wärmeisolierungsplatten zur Ausbildung eines steilen Temperaturgradienten bereits nachgewiesen. Demzufolge wird für die Positionierung der Wärmeisolierungsplatten zwischen der Düse und der Schmelzeinheit ebenfalls ein steiler Temperaturgradient angenommen, sodass mittels unterschiedlicher Heizpatronen in der Düse und der Schmelzeinheit unterschiedliche und homogene Temperaturen in der Düse und der Schmelzeinheit ausgebildet werden (s. Abbildung 63). Die Temperatur in der Schmelzeinheit wird mit 230 °C zur Generierung geringer Viskositäten in der Schmelzkammer vorgegeben. Die Wandtemperatur des Düsenkanals wird ausgehend von 230 °C in 10 °C-Schritten verringert, sodass der Temperaturgradient zwischen der Schmelzeinheit und der Düse steigt. Wandtemperaturen in der Düse unterhalb 190 °C bleiben aufgrund der fehlerbehafteten Modellierung der Viskosität zufolge des negativen Fließexponenten im Cross-WLF Viskositätsmodell unberücksichtigt. Das Simulationsmodell und die Netzerstellung gleicht dem in Kapitel 6.3.1. erstellten Simulationsmodell. Weiterhin wird angenommen, dass kein Spalt zwischen den drei Bauteilen herrscht, sodass keine Polymerschmelze zwischen den Bauteilen austritt. Unterschiedliche Wandreibungen der Polymerschmelze an den Bohrungen der Schmelzeinheit, der Wärmeisolierungsplatten sowie der Düse zufolge der unterschiedlichen Werkstoffe und Oberflächenstrukturen werden zu einer Randbedingung ohne Gleitzustand der Polymerschmelze vereinfacht.

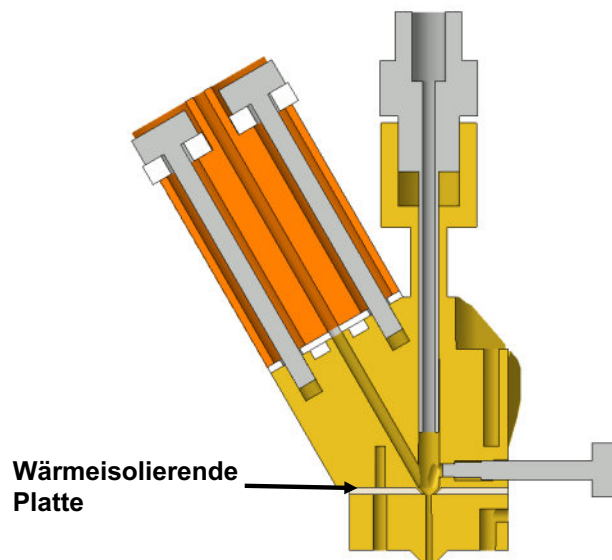


Abbildung 63: AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopf mit einer Wärmeisolierung zwischen der Schmelzeinheit und der Düse

Der Einfluss unterschiedlicher Temperaturgradienten zwischen der Schmelzeinheit und der Düse hinsichtlich des Drucks im Druckkopf sind in der Abbildung 64 darstellt. Gemäß den Simulationsergebnissen steigt der Druck am Drucksensor, ausgehend von keinem Temperaturgradienten, von 15,92 bar linear auf 23,70 bar bei einem Temperaturgradienten von 40 °C an. Diese Simulationsergebnisse lassen darauf schließen, dass unterschiedliche Temperaturzonen in der Schmelzeinheit und der Düse nicht so viel Einfluss auf die Druckverteilung im Druckkopf haben als die Änderung des Düseninnendurchmessers oder der Länge des Düsenkanals. Unterschiedliche Temperaturzonen sind allerdings wirksamer als die Änderung des Düsenwinkels in Bezug auf die Druckverteilung im Druckkopf.

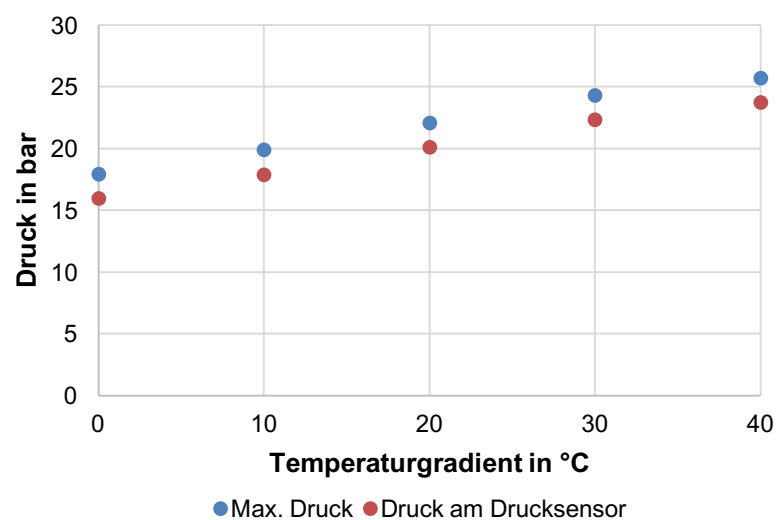


Abbildung 64: Druck im Druckkopf in Abhängigkeit des Temperaturgradienten zwischen der Schmelzeinheit und der Düse

## 8 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der numerischen und experimentellen Untersuchung der Temperatur- und Druckverteilungen innerhalb des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs in Abhängigkeit der wichtigen Prozessparameter der Extrusion.

Für die Temperaturverteilung im Druckkopf wird eine experimentell validierte Wärmeübertragungssimulation vorgestellt. Diese Simulation belegt eine homogene Wärmeverteilung innerhalb des Druckkopfs. Beim Betrieb der Heizpatronen mit 230 °C wird die maximal untersuchte Temperaturdifferenz innerhalb Düse und der Schmelzeinheit mit nur 9 °C entlang der Strömungskanäle des Druckkopfs erzeugt. Zusätzlich wird die Effizienz der wärmeisolierenden Platten und des Betriebs der Lüfter zur Ermöglichung eines steilen Temperaturgradienten im Druckkopf präsentiert. So werden die Temperaturen in den Kühlkörpern mit eingeschalteten Lüftern von 90 °C auf 35 °C reduziert, während in der Schmelzeinheit des Druckkopfs Temperaturen von 230 °C vorherrschen. Dieser steile Temperaturgradient trägt zur Prozessstabilität bei, indem die unkontrollierte Aufschmelzung des Filaments auf Höhe der Kühlkörper eliminiert wird. Im Rahmen einer Konstruktionsanalyse wird der Einsatz von Aluminium und Titan als Werkstoff für Bauteile des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs hinsichtlich der Wärmeverteilung diskutiert. Während Titanschrauben keine Verbesserung bewirken, generiert eine Schmelzeinheit und eine Düse aus Aluminium homogenere Temperaturen entlang der Strömungskanäle. Damit wird die Temperaturdifferenz von 9 °C in der aktuellen Werkstoffpaarung auf 4 °C minimiert. Einschränkungen in der Wärmeübertragungssimulation herrschen bei der Durchführung von transienten Simulationen aufgrund der linearen Randbedingungen des Simulationsmodells.

Mit den Temperaturen entlang der Strömungskanäle des Druckkopfs als Ausgangsgröße der Wärmeübertragungssimulation wird eine Strömungssimulation zur Einsicht in den komplexen Extrusionsprozess des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs erstellt. Durch thermische und rheologische Materialversuche wird das Aufschmelz- und Fließverhalten des teilkristallinen, thermoplastischen Filaments aus PLA aufgezeigt. Das temperatur- und scherabhängige Fließverhalten wird über die kurvenangepassten Materialparameter des Cross-WLF Viskositätsmodells abgebildet. Der Einfluss der Temperatur in der Schmelzeinheit und der Düse sowie die Vorschubgeschwindigkeit des Filaments auf das Strömungsverhalten des PLAs und den resultierenden Druck wird in der Strömungssimulation untersucht. Demzufolge beeinflussen die die Temperaturen in der Schmelzeinheit und der Düse maßgeblich die Temperatur und die resultierende Viskosität des PLAs. Demgegenüber hat die Vorschubgeschwindigkeit starken Einfluss auf die Strömungsgeschwindigkeit, die Temperatur, die Scherung sowie die Viskosität des PLAs. Die wechselwirkenden Einflüsse der Temperaturen in der Schmelzeinheit und

der Düse sowie der Vorschubgeschwindigkeit weisen einen starken Einfluss auf die Druckverteilung im Druckkopf auf. Aus den numerischen und den experimentellen Ergebnissen des Drucksensors geht hervor, dass geringere Prozesstemperaturen und höhere Vorschubgeschwindigkeiten zu höheren Drücken in der Schmelzkammer führen. Ab einem experimentell gemessenen Druck von 18 bar treten im AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopf allerdings Irregularitäten in der Filamentförderung auf. Höhere Drücke in der Schmelzeinheit begünstigen die Imprägnierung des Kohlefaserrovings gemäß dem modifizierten Darcy-Gesetz. Dagegen zeigen die Streuungen der Messwerte zu dem Druck in der Schmelzeinheit, dass geringere Drücke in der Schmelzeinheit zur Prozessstabilität beitragen. Dementsprechend ist im Extrusionsprozess des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopf ein Kompromiss in Bezug auf den Druck zu wählen. Im Rahmen der Konstruktionsanalyse wird der Einfluss geometrischer Änderungen der Düse sowie der Einfluss unterschiedlicher Temperaturzonen in der Schmelzeinheit und der Düse aufgezeigt. Geringere Düseninnendurchmesser, kürzere Düsenkanäle und geringere Düsenwinkel führen numerisch zu höheren Drücken in der Schmelzkammer. Zusätzlich bewirken größere Temperaturgradienten zwischen der Schmelzeinheit und der Düse höhere Drücke in der Schmelzkammer. Der Vergleich der experimentellen und numerischen Werte für den Druck in der Schmelzkammer zeigen Abweichungen auf, sodass die Vorhersage des absoluten Drucks durch die Strömungssimulation eingeschränkt ist. Die Vereinfachung der konstanten Förderung des Filaments im Vergleich zur realen, schrittweisen Förderung sowie die fehlerbehaftete Bestimmung der Viskosität durch den negativen Fließexponenten des Cross-WLF Viskositätsmodells bewirken Fehler in der Druckverteilung.



## 9 Ausblick

Zur Verbesserung der transienten Wärmeübertragungssimulation sollten die nichtlinearen Randbedingung des Simulationsmodells fortführend untersucht werden. Für die Abweichung der Druckwerte aus den experimentellen Versuchen und den numerischen Strömungssimulationen wird die Durchführung von transienten Strömungssimulationen zur Analyse der Entwicklung des Drucks innerhalb des Druckkopfs über die Zeit empfohlen. Weiterhin wird zu der Wiederholung von Rotationsversuchen mit getrockneten PLA-Proben geraten, um die Irregularitäten in den präsentierten Viskositätsmessungen zu erörtern. Die Anwendung eines dynamischen Netzes im Strömungsmodell ermöglicht die schrittweise Relativbewegung des festen Filaments zu dem Druckkopf und beseitigt der Annahme der konstanten Materialförderung. Weil in der aktuellen Strömungssimulation nur der viskose Anteil der Viskoelastizität des PLAs ermittelt wird, benötigt dieser Ansatz zusätzlich das elastische Deformationsverhalten des PLAs anhand eines viskoelastischen Modells. Zusätzlich kann mit diesem Ansatz die Vereinfachung des vollflächigen Filamenteintritts in den Druckkopf eliminiert werden. Weiterhin bietet diese Vorgehensweise die Berücksichtigung der Luft als thermischen Isolator zwischen dem Filament und dem Eintrittskanal. Allerdings stellt die physikalisch korrekte Abbildung des Aufschmelzvorgangs der Filamente mittels einer Netzdeformation eine große Herausforderung in der Programmierung dar. Die Notwendigkeit der Programmierung bietet aber die Möglichkeit der Berücksichtigung der Kristallisations- und Schmelzenthalpie innerhalb der benutzerdefinierten Funktion des Aufschmelzvorgangs. Insgesamt ist dieser Ansatz als sehr komplex zu bewerten und benötigt viele benutzerdefinierte Funktionen. Eine weitere experimentelle Validierungsmöglichkeit für den Druck in der Schmelzkammer bietet die Implementierung von Kraftsensoren an den Filamentfördereinheiten in Anlehnung an [63]. Dadurch wird die benötigte Vorschubkraft ermittelt, die Rückschlüsse auf die Druckverteilung im Druckkopf ermöglicht.

Die Einflüsse unterschiedlicher Düsengeometrien auf die Druckverteilung im Druckkopf sollten durch die Herstellung unterschiedlicher Düsen experimentell validiert werden. Sobald die Einflüsse der Geometrieänderungen in der Simulation realitätsnah abgebildet werden, kann die Düse durch die Anwendung von optiSLang hinsichtlich der Druckverteilung optimiert werden. Zusätzlich sollte der Effekt des vorherrschenden Drucks in der Schmelzkammer sowie der Einfluss der wichtigen Prozessparameter der Extrusion auf die Imprägnierung des Kohlefaserrovings untersucht werden. Aus den Ergebnissen der Strömungssimulation wird geschlussfolgert, dass im Rahmen der untersuchten Randbedingungen die geringste Viskosität bei einer Temperatur der Polymerschmelze von 230 °C mit 900 Pa·s in der Schmelzkammer vorliegt. Weil diese hohe Viskosität die Imprägnierung der Fasern gemäß [120] be-

hindert, wird die Aufspreizung des Kohlefaserrovings vor dem Eintritt in die Polymerschmelze empfohlen. Falls die Tendenz zur besseren Imprägnierung bei hohen Drücken in der Schmelzkammer bestätigt wird, sollten die Filamentfördereinheiten, aufgrund der Fördergrenze bei 18 bar, neugedacht werden. Eine Getriebeübersetzung des Schrittmotors oder wahlweise die Anwendung von Förderschnecken bieten das Potenzial höhere Vorschubkräften zu erzeugen, wodurch die höheren Drücke im Druckkopf überwunden werden.

Die Strömungssimulation bietet als übergeordnetes Ziel die Möglichkeit, weitere Ausgangswerkstoffe des Strangablageverfahrens hinsichtlich des Strömungsverhaltens zu untersuchen. Insbesondere der Einsatz von Hochleistungskunststoffen, wie beispielsweise PEEK oder PEI, sollte zur weiteren Steigerung der mechanischen Eigenschaften der Bauteile fokussiert werden. Hierzu wird die Durchführung von Dynamischen Differenzkalorimetrien und Thermogravimetrischen Analysen, wie in der präsentierten Arbeit, zur Einschränkung der Prozesstemperaturen empfohlen. Sobald die Prozesstemperaturen eingegrenzt werden, sollten Wärmeübertragungssimulationen zur Bestimmung der Temperaturverteilung im Druckkopf durchgeführt werden. Daraufhin ermöglichen Rotationsversuche der neuen Ausgangswerkstoffe die Modellierung des Fließverhaltens. Mit Hilfe der anschließenden Strömungssimulation kann die Eignung des Ausgangswerkstoffs für den Extrusionsprozess des AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopfs in Bezug auf die Prozessstabilität und die Imprägnierung des Kohlefaserrovings schnell beurteilt werden.

Zur Berücksichtigung des Endloskohlefaserrovings in zukünftige Strömungssimulationen werden zwei Möglichkeiten aufgezeigt. Die erste Möglichkeit stellt eine Ringspaltströmung mit einem Gleitzustand und einer Temperatur-Randbedingung an der Oberfläche des Kohlefaserrovings dar. Der Gleitzustand ist so zu wählen, dass der Reibungswiderstand durch den Roving und der Vorschub des Rovings korrekt wiedergegeben wird. Für die Temperatur-Randbedingung muss die Vorheizung des Rovings im AddCompS<sup>TM</sup>-Druckkopf und die hohe Wärmeleitfähigkeit des Rovings einkalkuliert werden. Dieser Ansatz führt zur Berücksichtigung des Einflusses des Kohlefaserrovings auf das Strömungsverhalten des PLAs und der Druckverteilung im Druckkopf. Die zweite Möglichkeit basiert auf der Kopplung der geglätteten Teilchen-Hydrodynamik und der Finite-Elemente-Methode. Diese Möglichkeit wird von Yang et. al. angewendet und ermöglicht den mikroskopischen Effekt der temperaturabhängigen Erweichung des Filaments auf die Mitnahme der Kohlefaser [121].

## 10 Quellenverzeichnis

- [1] J. Ensthaler, T. Grimm, B. Günther, G. Jell, J. Lenz, und E. Marquardt, *Handlungsfelder - Additive Fertigungsverfahren*. Verein Deutscher Ingenieure, 2016.
- [2] S. Richter und S. Wischmann, „Additive Fertigungsverfahren - Entwicklungsstand, Marktperspektiven für den industriellen Einsatz und IKT-spezifische Herausforderungen bei Forschung und Entwicklung“, *Digitale-Technologien*, S. 36, 2016.
- [3] Verein Deutscher Ingenieure, „Statusreport - Additive Fertigungsverfahren“. September, 2014.
- [4] A. Gebhardt, *3D-Drucken Grundlagen und Anwendungen des Additive Manufacturing (AM)*. München: Carl Hanser Verlag, 2014.
- [5] M. Moehrle und R. Isenmann, *Technologie-Roadmapping: Zukunftsstrategien für Technologieunternehmen*. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 2016.
- [6] R. Lachmayer, R. B. Lippert, und T. Fahlbusch, *3D-Druck*. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 2016.
- [7] T. Wohlers und T. Gornet, „History of additive manufacturing Introduction of non-SL systems Introduction of low-cost 3D printers“, *Wohlers Rep. 2012*, S. 1–23, 2012.
- [8] O. S. Kaiser, O. Krauss, H. Seitz, und S. Kirmes, „Ressourceneffizienz im Leichtbau“, *VDI ZRE Publ.*, Nr. 17, 2016.
- [9] K. I. Mori, T. Maeno, und Y. Nakagawa, „Dieless forming of carbon fibre reinforced plastic parts using 3D printer“, *Procedia Eng.*, Bd. 81, October, S. 1595–1600, 2014.
- [10] Q. Hu, Y. Duan, H. Zhang, D. Liu, B. Yan, und F. Peng, „Manufacturing and 3D printing of continuous carbon fiber prepreg filament“, *J. Mater. Sci.*, Bd. 53, Nr. 3, S. 1887–1898, 2018.
- [11] Impossible Objects, „Impossible Objects - Webseite“. [Online]. Verfügbar unter: <http://impossible-objects.com>. [Zugegriffen: 08-Apr-2018].
- [12] ETH Zürich Lehrstuhl für Verbundwerkstoffen und Adaptive Strukturen, „Carbon Factory“. [Online]. Verfügbar unter: <https://www.carbonfactory.ethz.ch>. [Zugegriffen: 09-Apr-2018].
- [13] Mediendienst, „3D-gedruckte Leichtbauteile für den Mittelstand“. [Online]. Verfügbar unter: [https://www.ipa.fraunhofer.de/de/presse/presseinformationen/2016-07-21\\_3d-gedruckte-leichtbauteile-fuer-den-mittelstand.html](https://www.ipa.fraunhofer.de/de/presse/presseinformationen/2016-07-21_3d-gedruckte-leichtbauteile-fuer-den-mittelstand.html). [Zugegriffen: 05-Apr-2018].
- [14] X. Tian, T. Liu, C. Yang, Q. Wang, und D. Li, „Interface and performance of 3D printed continuous carbon fiber reinforced PLA composites“, *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, Bd. 88, S. 198–205, 2016.
- [15] R. Matsuzaki u. a., „Three-dimensional printing of continuous-fiber composites by in-nozzle impregnation“, *Sci. Rep.*, Bd. 6, März, S. 1–7, 2016.
- [16] Z. Hou, X. Tian, J. Zhang, und D. Li, „3D printed continuous fibre reinforced composite corrugated structure“, *Compos. Struct.*, Bd. 184, Nr. Oktober, S. 1005–1010, 2018.
- [17] C. Yang, X. Tian, T. Liu, Y. Cao, und D. Li, „3D printing for continuous fiber reinforced thermoplastic composites: Mechanism and performance“, *Rapid Prototyp. J.*, Bd. 23, Nr. 1, S. 209–215, 2017.

- [18] N. Li, Y. Li, und S. Liu, „Rapid prototyping of continuous carbon fiber reinforced polylactic acid composites by 3D printing“, *J. Mater. Process. Technol.*, Bd. 238, S. 218–225, 2016.
- [19] S. Liu, Y. Li, und N. Li, „A novel free-hanging 3D printing method for continuous carbon fiber reinforced thermoplastic lattice truss core structures“, *Mater. Des.*, Bd. 137, S. 235–244, 2018.
- [20] R. Matsuzaki, „3D Printer Using Continuous Carbon Fiber Composite Materials“, 2013. [Online]. Verfügbar unter: [http://www.jscm.gr.jp/3Dprinting/images/introduction\\_CFRP3Dprinter.pdf](http://www.jscm.gr.jp/3Dprinting/images/introduction_CFRP3Dprinter.pdf). [Zugegriffen: 07-Apr-2018].
- [21] M. Yamawaki und Y. Kouno, „Fabrication and mechanical characterization of continuous carbon fiber-reinforced thermoplastic using a preform by three-dimensional printing and via hot-press molding“, *Adv. Compos. Mater.*, Bd. 27, Nr. 2, S. 209–219, 2018.
- [22] E. Krassenstein, „Orbital Composites to Make 3D Printing 100 Times Faster Using Carbon Fiber, Fiber Optics, Injection & More“, *3DPrint.com*. [Online]. Verfügbar unter: <https://3dprint.com/60662/orbital-composites>.
- [23] H. Prüß und T. Vietor, „Design for Fiber-Reinforced Additive Manufacturing“, *J. Mech. Des.*, Bd. 137, Nr. 11, S. 111409, 2015.
- [24] H. Prüß, „Neue Gestaltungsfreiheiten durch 3D-gedruckte Faser-Kunststoff-Verbunde“, *RTeJournal - Fachforum für Rapid Technol.*, Bd. 12, 2015.
- [25] A. Fischer, S. Rommel, und T. Bauernhansl, „New fiber matrix process with 3D fiber printer – A strategic in-process integration of endless fibers using fused deposition modeling (FDM)“, *IFIP Adv. Inf. Commun. Technol.*, Bd. 411, S. 167–175, 2013.
- [26] A. Fischer, „CFK-Composites aus dem 3D-Drucker“, *MaschinenMarkt*. [Online]. Verfügbar unter: <https://www.maschinenmarkt.vogel.de/cfk-composites-aus-dem-3d-drucker-a-455259/index3.html>.
- [27] P. Bettini, G. Alitta, G. Sala, und L. Di Landro, „Fused Deposition Technique for Continuous Fiber Reinforced Thermoplastic“, *J. Mater. Eng. Perform.*, Bd. 26, Nr. 2, S. 843–848, 2017.
- [28] ETH Zürich Lehrstuhl für Verbundwerkstoffen und Adaptive Strukturen, „3D Carb“. [Online]. Verfügbar unter: <http://3dcarb.ethz.ch/index.html>. [Zugegriffen: 09-Apr-2018].
- [29] Markforged, „Markforged - Webseite“. [Online]. Verfügbar unter: [markforged.com](http://markforged.com). [Zugegriffen: 17-Juni-2018].
- [30] G. W. Melenka, B. K. O. Cheung, J. S. Schofield, M. R. Dawson, und J. P. Carey, „Evaluation and prediction of the tensile properties of continuous fiber-reinforced 3D printed structures“, *Compos. Struct.*, Bd. 153, S. 866–875, 2016.
- [31] F. Van Der Klift, Y. Koga, A. Todoroki, M. Ueda, Y. Hirano, und R. Matsuzaki, „3D Printing of Continuous Carbon Fibre Reinforced Thermo-Plastic (CFRTP) Tensile Test Specimens“, *Open J. Compos. Mater.*, Bd. 06, Nr. 01, S. 18–27, 2016.
- [32] Anisoprint, „Anisoprint - Webseite“. [Online]. Verfügbar unter: <http://anisoprint.com>. [Zugegriffen: 23-Apr-2018].
- [33] T. Kirsten, „Leichtbau aus dem 3D-Drucker: Wissenschaftler der TU Dresden machen 3D-Druck mit Hybridgarnen möglich“. [Online]. Verfügbar unter: [https://tu-dresden.de/ing/maschinenwesen/ilk/das-institut/news/news\\_article-2015-10-28-9464270705](https://tu-dresden.de/ing/maschinenwesen/ilk/das-institut/news/news_article-2015-10-28-9464270705).

- [34] M. Domm, „Institut für Verbundwerkstoffe GmbH Thermoplastischer 3D-Druck mit kontinuierlicher Faserverstärkung Einleitung Motivation“, 2017. [Online]. Verfügbar unter: [http://www.transferinitiative-rlp.de/fileadmin/core/img/Veranstaltungen/3D\\_16Maerz17/Vorträge\\_Download/IVW-Thermoplastischer 3D-Druck mit kontinuierlicher Faserverstärkung.pdf](http://www.transferinitiative-rlp.de/fileadmin/core/img/Veranstaltungen/3D_16Maerz17/Vorträge_Download/IVW-Thermoplastischer_3D-Druck_mit_kontinuierlicher_Faserverstärkung.pdf). [Zugegriffen: 05-Mai-2018].
- [35] M. Titze, B. Kletz, und J. Riemenschneider, „3D-printing with thermoplastics and continuous carbon fiber“, in *Symposium Lightweight Design in Product Development*, 2018, Nr. June.
- [36] T. Weustink, „Development of a Rapid Thermoplastic Impregnation Device“, Technische Universität Delft, 2008.
- [37] N. F. Cogswell, D. J. Hezzell, und P. J. Williams, „Fibre-reinforced compositions and methods for producing such compositions“, EP0056703B1, 1981.
- [38] M. a Yardimci, T. Hattori, S. I. Gucer, und S. C. Danforth, „Thermal analysis of Fused Deposition“, *Solid Free. Fabr. Proceedings, Sept. 1997*, S. 689–698, 1997.
- [39] N. Venkataraman u. a., „Mechanical and rheological properties of feedstock material for fused deposition of ceramics and metals (FDC and FDMet) and their relationship to process performance“, *Solid Free. Fabr. Proc.*, S. 351–359, 1999.
- [40] H. S. Ramanath, C. K. Chua, K. F. Leong, und K. D. Shah, „Melt flow behaviour of poly- $\epsilon$ -caprolactone in fused deposition modelling“, *J. Mater. Sci. Mater. Med.*, Bd. 19, Nr. 7, S. 2541–2550, 2008.
- [41] H. S. Ramanath, M. Chandrasekaran, C. K. Chua, K. F. Leong, und K. D. Shah, „Modelling of Extrusion Behaviour of Biopolymer and Composites in Fused Deposition Modelling“, *Key Eng. Mater.*, Bd. 334–335, S. 1241–1244, 2007.
- [42] M. Roxas, S. Ju, und P. E. Sullivan, „Fluid Dynamics Analysis of Desktop-based Fused Deposition Modeling Rapid Prototyping“, Universität Toronto, 2008.
- [43] N. Mostafa, H. M. Syed, S. Igor, und G. Andrew, „A Study of Melt Flow Analysis of an ABS-Iron Composite in Fused Deposition Modelling Process“, *Tsinghua Sci. Technol.*, Bd. 14, Nr. Juni, S. 29–37, 2009.
- [44] J. Dvoracek, „A Distribution of Temperature Field in the Fdm Printhead“, in *New technologies in manufacturing*, 2011, S. 1–5.
- [45] N. Sa’ude, M. Ibrahim, und M. H. I. Ibrahim, „Melt Flow Behavior of Polymer Matrix Extrusion for Fused Deposition Modeling (FDM)“, *Appl. Mech. Mater.*, Bd. 660, S. 89–93, 2014.
- [46] N. Sa, M. Ibrahim, und M. H. I. Ibrahim, „Melt Flow Behavior of Polymer Matrix Extrusion for Fused Deposition Modeling ( FDM )“, *Appl. Mech. Mater.*, Bd. 660, S. 84–88, 2014.
- [47] A. Agrawal, „Computational and Mathematical Analysis of Dynamics of Fused Deposition Modelling Based Rapid Prototyping Technique for Scaffold Fabrication“, National Institute of Technology, Indien, 2014.
- [48] A. Christopher Taylor und A. Christopher, „System and process development for a coaxial extrusion nozzle for fused deposition modelling“, *Univ. Wollongong Thesis Collect.*, 2015.
- [49] A. C. Taylor, S. Beirne, G. Alici, und G. G. Wallace, „System and process development for coaxial extrusion in fused deposition modelling“, *Rapid Prototyp. J.*, Bd. 23, Nr. 3, S. 543–550, 2017.

- [50] R. Jerez-Mesa, J. A. Travieso-Rodriguez, X. Corbella, R. Busqué, und G. Gomez-Gras, „Finite element analysis of the thermal behavior of a RepRap 3D printer liquefier“, *Mechatronics*, Bd. 36, S. 119–126, 2016.
- [51] R. Jerez-mesa, „Design of Open Source 3D Printer Extruder and Modelling of Thermal Performance With Fea“, in *19th International Research/Expert Conference*, 2015, Nr. Juli.
- [52] M. S. Cruising, „Comparison of Thermal Performance of 3D Printer Liquefiers Through Finite Element Models“, S. 3–6, 2016.
- [53] N. A. Sukindar, M. K. A. Ariffin, B. T. H. T. Baharudin, C. N. A. Jaafar, und M. I. S. Ismail, „Analyzing the Effect of Nozzle Diameter in Fused Deposition Modeling for Extruding Polylactic Acid Using Open Source 3D Printing“, *J. Teknol.*, Bd. 78, Nr. 10, 2016.
- [54] N. A. Sukindar und M. K. A. Mohd Ariffin, „An Analysis on Finding the Optimum Die Angle of Polylactic Acid in Fused Deposition Modelling“, *Appl. Mech. Mater.*, Bd. 835, S. 254–259, 2016.
- [55] N. A. Bin Sukindar, M. K. A. Bin Mohd Ariffin, B. T. H. Tuah Bin Baharudin, C. N. A. Binti Jaafar, und M. I. S. Bin Ismail, „Analysis on temperature setting for extruding polylactic acid using open-source 3D printer“, *ARPN J. Eng. Appl. Sci.*, Bd. 12, Nr. 4, S. 1348–1353, 2017.
- [56] T. Hofstaetter, R. Pimentel, D. B. Pedersen, M. Mischkot, und H. N. Hansen, „Simulation of a Downsized FDM Nozzle“, *COMSOL Conf. Lyon*, 2015.
- [57] T. Hofstätter, „Diploma Thesis: Analysis and Discussion on the Efficiency and Feasibility of Downsizing an FDM Printer“, Nr. September, 2015.
- [58] T. Hofstätter, D. B. Pedersen, J. S. Nielsen, R. P. Carletto, M. Mischkot, und H. N. Hansen, „Calibration of a Numerical Model for Heat Transfer and Fluid Flow in an Extruder“, *Int. J. Rapid Manuf.*, 2016.
- [59] A. Ñauta und M. Vergara, „Simulación de Termofluidos de PLA Natural Y ABS en el Proceso de Impresión en 3D“, Universidad Politecnica Salesiana, 2017.
- [60] O. Günel und E. Koc, „Investigation of heat sink geometry effect on cooling performance for a FDM 3D printer liquefier“, in *International Conference on energy and thermal engineering*, 2017, Nr. März.
- [61] O. Günel und E. Koc, „Investigation of thermal effect on 3D printer liquefier of different cooling fan nozzle geometry“, in *International Conference on energy and thermal engineering*, 2017, Nr. April.
- [62] M. Kumar, P. Karan, und S. Verma, „Numerical Simulation of Rep-Rap 3D Printer Liquefier to Determine the Thermal Behavior of Heat Sink“, *nternational J. Sci. c Res. Dev.*, Bd. 5, Nr. 1, S. 92–101, 2017.
- [63] J. Go, S. N. Schiffres, A. G. Stevens, und A. J. Hart, „Rate limits of additive manufacturing by fused filament fabrication and guidelines for high-throughput system design“, *Addit. Manuf.*, Bd. 16, S. 1–11, 2017.
- [64] S. Han, Y. Xiao, T. Qi, Z. Li, und Q. Zeng, „Design and Analysis of Fused Deposition Modeling 3D Printer Nozzle for Color Mixing“, *Adv. Mater. Sci. Eng.*, 2017.
- [65] Abid Haleem et Al., „Computational Analysis of Polylactic Acid (PLA) Feed Wire in Fused Deposition Modeling Machine“, *Int. J. Recent Sci. Res.*, Bd. 8, Nr. 6, S. 17971–17976, 2017.
- [66] A. Prusinowski und R. Kaczyński, „Simulation of processes occurring in the extrusion head used in additive manufacturing technology“, *Acta Mech. Autom.*, Bd. 11, Nr. 4, S. 317–321, 2017.

- [67] X. Zhou, S.-J. Hsieh, und Y. Sun, „Experimental and numerical investigation of the thermal behaviour of polylactic acid during the fused deposition process“, *Virtual Phys. Prototyp.*, Bd. 12, Nr. 3, S. 221–233, 2017.
- [68] J. Liu, K. L. Anderson, und N. Sridhar, „Direct Simulation of Polymer Fused Deposition Modeling (FDM) - An Implementation of the Multi-Phase Viscoelastic Solver in OpenFOAM“, *Int. J. Comput. Methods*, Bd. 15, Nr. 1, S. 1844002, 2018.
- [69] R. Comminal, M. P. Serdeczny, D. B. Pedersen, und J. Spangenberg, „Numerical modeling of the strand deposition flow in extrusion-based additive manufacturing“, *Addit. Manuf.*, Bd. 20, Nr. März, S. 68–76, 2018.
- [70] S. Dabiri, S. Schmid, und G. Tryggvason, „Fully Resolved Numerical Simulations of Fused Deposition Modeling“, *Vol. 2 Process.*, 2014.
- [71] H. Xia, J. Lu, und G. Tryggvason, „Fully Resolved Numerical Simulations of Fused Deposition Modeling. Part II-Solidification, Residual Stresses, and Modeling of the Nozzle“, S. 1–24, 2017.
- [72] D. Popescu, A. Zapciu, C. Amza, F. Baci, und R. Marinescu, „FDM process parameters influence over the mechanical properties of polymer specimens: A review“, *Polym. Test.*, Bd. 69, Mai, S. 157–166, 2018.
- [73] O. A. Mohamed, S. H. Masood, und J. L. Bhowmik, „Optimization of fused deposition modeling process parameters: a review of current research and future prospects“, *Adv. Manuf.*, Bd. 3, Nr. 1, S. 42–53, 2015.
- [74] R. Stieben, „DasFilament GmbH; E-Mail Kommunikation vom 13.06.2018“.
- [75] DIN EN ISO 11357-3, *Kunststoffe - Dynamische Differenz-Thermoanalyse (DSC) - Teil 3: Bestimmung der Schmelz- und Kristallisationstemperatur und der Schmelz- und Kristallisationsenthalpie*. Berlin: Beuth, 2018.
- [76] A. Marra, S. Cimmino, und C. Silvestre, „Effect of TiO<sub>2</sub> and ZnO on PLA degradation in various media“, *Adv. Mater. Sci.*, Bd. 2, Nr. 2, S. 1–8, 2017.
- [77] M. A. Cuiffo, J. Snyder, A. M. Elliott, N. Romero, S. Kannan, und G. P. Halada, „Impact of the Fused Deposition (FDM) Printing Process on Polylactic Acid (PLA) Chemistry and Structure“, *Appl. Sci.*, Bd. 7, Nr. 6, S. 579, 2017.
- [78] Moldflow Plastics Labs, „Moldflow Material Testing Report MAT2238“, *NatureWorks LLC*, S. 1–34, 2007.
- [79] E. Hassan, Y. Wei, H. Jiao, und M. Yu, „Dynamic Mechanical properties and Thermal stability of Poly(lactic acid) and poly(butylene succinate) blends composites“, *J. Fiber Bioeng. Informatics*, Bd. 6, Nr. 1, S. 85–94, 2013.
- [80] S. Sánchez, „Study of polymers recycling for 3D printing - PLA characterization“, Universität Kantabrien, 2015.
- [81] T. Ohkita und S. H. Lee, „Thermal degradation and biodegradability of poly (lactic acid)/corn starch biocomposites“, *J. Appl. Polym. Sci.*, Bd. 100, Nr. 4, S. 3009–3017, 2006.
- [82] P. Kucharczyk, A. Pavelková, P. Stloukal, und V. Sedlarík, „Degradation behaviour of PLA-based polyesterurethanes under abiotic and biotic environments“, *Polym. Degrad. Stab.*, Bd. 129, S. 222–230, 2016.
- [83] DIN ISO EN 11358-1, *Kunststoffe - Thermogravimetrie (TG) von Polymeren - Teil 1: Allgemeine Grundsätze*. Berlin: Beuth.
- [84] B. N. Turner, R. Strong, und S. A. Gold, „A review of melt extrusion additive manufacturing processes: I. Process design and modeling“, *Rapid Prototyp. J.*, Bd. 20, Nr. 3, S. 192–204, 2014.

- [85] M. E. A. Papon, A. Haque, und M. A. R. Sharif, „Effect of Nozzle Geometry on Melt Flow Simulation and Structural Property of Thermoplastic Nanocomposites in Fused Deposition Modeling“, *Am. Soc. Compos.* 2017, Oktober, 2017.
- [86] DIN EN ISO 1183-1, *Kunststoffe - Verfahren zur Bestimmung der Dichte von nicht verschäumten Kunststoffen - Teil 1: Eintauchverfahren, Verfahren mit Flüssigkeitspyknometer und Titrationsverfahren*. Berlin: Beuth, 2014.
- [87] B. Gnauck und P. Fründt, *Einstieg in die Kunststoffchemie*, 3. Auflage. München: Carl Hanser Verlag, 1991.
- [88] Wikipedia die freie Enzyklopädie, „Viskoelastizität“, 2018. [Online]. Verfügbar unter: <https://de.wikipedia.org/w/index.php?title=Viskoelastizität&oldid=179100673>. [Zugegriffen: 23-Mai-2018].
- [89] H. Sigloch, *Technische Fluidmechanik*, 10. Auflag. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 2012.
- [90] Z. Wang und D. Smith, „Rheology Effects on Predicted Fiber Orientation and Elastic Properties in Large Scale Polymer Composite Additive Manufacturing“, *J. Compos. Sci.*, Bd. 2, Nr. 1, S. 10, 2018.
- [91] C. Ajinjeru, V. Kishore, P. Liu, A. A. Hassen, und J. Lindahl, „Rheological evaluation of high temperature polymers to identify successful extrusion parameters“, *28th Annu. Int. Solid Free. Fabr. Symp.*, S. 485–494, 2017.
- [92] M. Behzadnasab und A. A. Yousefi, „Effects of 3D printer nozzle head temperature on the physical and mechanical properties of PLA based product“, in *12th International Seminar on Polymer Science and Technology*, 2016, Dezember, S. 3–5.
- [93] G. Arumaikkannu, N. U. Maheshwaraa, und S. Gowri, „A Genetic Algorithm With Design of Experiments Approach To Predict the Optimal Process Parameters for Fdm“, S. 150–161, 2001.
- [94] V. E. Kuznetsov, A. N. Solonin, A. G. Tavitov, O. D. Urzhumtsev, und A. H. Vakulik, „Increasing of strength of FDM ( FFF ) 3D printed parts by influencing on temperature-related parameters of the process“, März, S. 1–32, 2018.
- [95] O. Lužanin, D. Movrin, und M. Plan, „Experimental Investigation of Extrusion Speed and Temperature Effects on Arithmetic Mean Surface Roughness in Fdm-“, *J. Technol. Plast.*, Bd. 38, Nr. 2, S. 179–190, 2013.
- [96] S. Berretta, R. Davies, Y. T. Shyng, Y. Wang, und O. Ghita, „Fused Deposition Modelling of high temperature polymers: Exploring CNT PEEK composites“, *Polym. Test.*, Bd. 63, S. 251–262, 2017.
- [97] M. Rinaldi, T. Ghidini, F. Cecchini, A. Brandao, und F. Nanni, „Additive layer manufacturing of poly (ether ether ketone) via FDM“, *Compos. Part B Eng.*, Bd. 145, Dezember 2017, S. 162–172, 2018.
- [98] H. C. Öttinger, M. Hütter, und P. Schurtenberger, „Polymere II: Polymerphysik“, 2000.
- [99] O. Rishi, „Feed Rate Effects In Freeform Filament Extrusion Feed Rate Effects In Freeform Filament Extrusion“, Rochester Institute of Technology In, 2013.
- [100] Z. Wang und D. E. Smith, „the Effect of Polymer Melt Rheology on Predicted Die Swell and Fiber Orientation in Fused Filament Fabrication Nozzle Flow“, *Solid Free. Fabr. Symp.*, S. 1082–1095, 2017.
- [101] B. P. Heller, „A Study of the Effects of Nozzle Geometry and Extrudate Swell on Fiber Orientation in Fused Deposition Modeling Nozzle Flow“, S. 1–30, 2015.
- [102] L. Scelsi und M. R. Mackley, „Rheo-optic flow-induced crystallisation of polypropylene and polyethylene within confined entry-exit flow geometries“, *Rheol. Acta*, Bd. 47, Nr. 8, S. 895–908, 2008.



- [103] B. N. Turner und S. A. Gold, „A review of melt extrusion additive manufacturing processes: II. Materials, dimensional accuracy, and surface roughness“, *Rapid Prototyp. J.*, Bd. 21, Nr. 3, S. 250–261, 2015.
- [104] M. Flemming, G. Ziegmann, und S. Roth, *Faserverbundbauweisen: Halbzeuge und Bauweisen*. Berlin: Springer-Verlag, 2013.
- [105] W. Polifke und J. Kopitz, *Wärmeübertragung: Grundlagen, analytische und numerische Methode*, 2. aktuali. London: Pearson Studium, 2009.
- [106] H. D. Baehr und K. Stephan, *Wärme- und Stoffübertragung*, 9. Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2016.
- [107] K. Schüller, „Thermalsimulation des IceMole-Kopfes in Elmer“, Fachhochschule Aachen, 2013.
- [108] C. Gebhardt, *Praxisbuch FEM mit ANSYS Workbench*, 2., Überar. Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, 2014.
- [109] VDI Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen, *VDI-Wärmeatlas*, Bd. 22, Nr. 3. 2013.
- [110] M. Munini, „Untersuchung strömungsmechanischer und thermischer Vorgänge innerhalb des Absorberrohrs eines salzbasierten Parabolrinnenkraftwerks“, Universität Stuttgart, 2012.
- [111] V. V. Bilovol, „Mould filling simulations during powder injection moulding“, Technische Universität Delft, 2003.
- [112] T. Osswald und N. Rudolph, *Polymer Rheology*. München: Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, 2014.
- [113] G. Menges, E. Haberstroh, W. Michaeli, und E. Schmachtenberg, *Menges Werkstoffkunde Kunststoffe*. München: Carl Hanser Verlag, 2011.
- [114] M. Krebs, „Rheologische Untersuchungen zur Temperatur- und Druckabhängigkeit von ein- und zweiphasigen Thermoplasten“, Universität Kassel, 2011.
- [115] M. D. Monzón, I. Gibson, A. N. Benítez, L. Lorenzo, P. M. Hernández, und M. D. Marrero, „Process and material behavior modeling for a new design of micro-additive fused deposition“, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, Bd. 67, Nr. 9–12, S. 2717–2726, 2013.
- [116] L. Trhlíková, O. Zmeskal, P. Psencik, und P. Florian, „Study of the thermal properties of filaments for 3D printing“, *AIP Conf. Proc.*, Bd. 1752, 2016.
- [117] R. Jurack, „Limitierte Auflage: besondere Titan Heatbreak aus Ti6-5-0.5“. [Online]. Verfügbar unter: <https://well-engineered.net/index.php/de/92-titan-heatbreak>. [Zugegriffen: 06-Juli-2018].
- [118] M. Kam und A. Ipekci, „Investigation the effect of 3D printer system vibrations on surface roughness of the printed products“, *3rd Int. Congr. 3D Print. Technol. Digit. Ind.*, April, S. 6–8, 2018.
- [119] M. Kam und A. Ipekci, „Investigation the effects of 3D printer system vibrations on mechanical properties of the printed products“, in *3rd International congress on 3D printing technologies and digital industry*, 2018, Nr. April, S. 6–9.
- [120] J. W. Kim und J. S. Lee, „The effect of the melt viscosity and impregnation of a film on the mechanical properties of thermoplastic composites“, *Materials (Basel)*, Bd. 9, Nr. 6, 2016.
- [121] D. Yang, K. Wu, L. Wan, und Y. Sheng, „A Particle Element Approach for Modelling the 3D Printing Process of Fibre Reinforced Polymer Composites“, *J. Manuf. Mater. Process.*, Bd. 1, Nr. 1, S. 10, 2017.

- [122] WASP, „Delta 4070“. [Online]. Verfügbar unter: <http://wasp3d.net/wp-content/uploads/2015/09/delta-4070.pdf>. [Zugegriffen: 18-März-2018].
- [123] Sunon, „40x40x20 Gleichstromlüfter“. [Online]. Verfügbar unter: [http://www.sunon.com/tw/products/pdf/DCFAN/MB4020\\_U.pdf](http://www.sunon.com/tw/products/pdf/DCFAN/MB4020_U.pdf). [Zugegriffen: 15-März-2018].
- [124] P. S.p.A., „Motori Pamoco“. [Online]. Verfügbar unter: <https://www.pamoco.it/catalogo-prodotti/motori-rotativi/passo-passo/motori-pamoco>. [Zugegriffen: 13-März-2018].
- [125] Fillamentum, „PLA Extrafill ‚Natural‘“. [Online]. Verfügbar unter: <https://fillamentum.com/collections/pla-extrafill/products/fillamentum-pla-extrafill-natural>. [Zugegriffen: 14-März-2018].
- [126] Misumi, „Eigenschaften thermisch isolierender Platten“. [Online]. Verfügbar unter: [https://de.misumi-ec.com/pdf/fa/2014/P2\\_1675-1676\\_F57\\_DE.pdf](https://de.misumi-ec.com/pdf/fa/2014/P2_1675-1676_F57_DE.pdf). [Zugegriffen: 14-März-2018].

## Anhang

### A.1 Technische Datenblätter

Tabelle 15: Technisches Datenblatt des WASP Delta 4070 [122]

Technische Details	Delta 4070
<b>Informationen über den Drucker</b>	
Technologie:	Fused Filament Fabrication
Zylindrische Druckfläche:	ø 400 mm - 670 mm h
Druckvolumen:	84 Liter
Max. Druckgewicht:	770 mm
Düsendurchmesser:	0,4 mm*
Druckauflösung:	0,05 mm < 0,25 mm
Genauigkeit (vertikale Achse):	0,012 mm
Max. Druckgeschwindigkeit:	250 mm/s
Verfahrgeschwindigkeit:	150 mm/s
Beschleunigung:	6000 mm/s <sup>2</sup>
Filamentdurchmesser:	1,75 mm
*Veränderbarer Düsendurchmesser Extruder mit Düsendurchmesser von 0,4, 0,7 und 0,9 mm Extruder für flüssigkeitsdichte Materialien: LDM WASP Extruder	
<b>Physische Abmessungen</b>	
Dimensionen:	85 x 77 x 199 cm
Gewicht der Maschine:	50 kg
<b>Energie</b>	
Input:	110 - 230 V mit 50 - 60 Hz
Stromverbrauch:	130 W Drucken und 400 W Druckbett
<b>Temperatur</b>	
Nutzungsumgebung:	20 - 30 °C
Lager:	0 - 30 °C
Düse:	max. 260 °C
Beheiztes Druckbett:	max. 100 °C
<b>Mechanik:</b>	
Rahmen und Abdeckung:	Aluminium, Polycarbonat, Plexiglas und Holz
Druckbett:	Gehärtetes Glas
Kinematik:	Industrielle Führungen auf Aluminiumschlitten
Schrittmotoren:	Nema 17 Stepper mit 1/16 Mikroschritten


SUNON®

40x40x20 mm

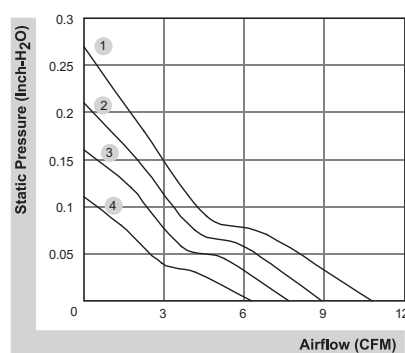
6.3~10.8 CFM



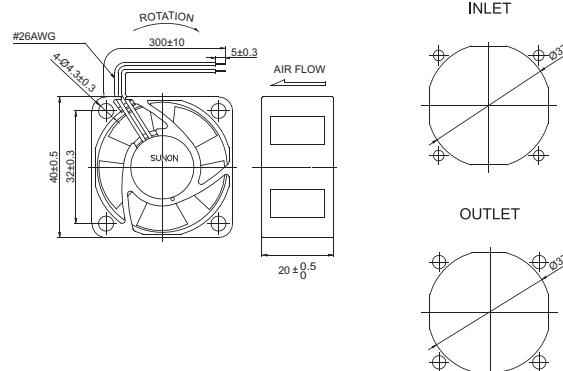
## ■ Specifications

	Bearing	Rating Voltage	Power Current	Power Consumption	Speed	Air Flow	Static Pressure	Noise	Weight	Curve
	● VAPO	(VDC)	(mA)	(WATTS)	(RPM)	(CFM)	(Inch-H <sub>2</sub> O)	(dB(A))	(g)	
MB40200V1-000U-A99	●	5	190	0.95	7200	8.9	0.21	25.5	30.0	2
MB40200V2-000U-A99	●	5	123	0.62	6200	7.7	0.16	21.0	30.0	3
MB40200V3-000U-A99	●	5	81	0.41	5200	6.3	0.11	18.0	30.0	4
MB40201VX-000U-A99	●	12	115	1.38	8200	10.8	0.27	27.5	31.0	1
MB40201V1-000U-A99	●	12	70	0.84	7200	8.9	0.21	25.5	31.0	2
MB40201V2-000U-A99	●	12	50	0.60	6200	7.7	0.16	21.0	31.0	3
MB40201V3-000U-A99	●	12	40	0.48	5200	6.3	0.11	18.0	31.0	4
MB40202VX-000U-A99	●	24	64	1.54	8200	10.8	0.27	27.5	31.0	1
MB40202V1-000U-A99	●	24	50	1.20	7200	8.9	0.21	25.5	31.0	2
MB40202V2-000U-A99	●	24	33	0.80	6200	7.7	0.16	21.0	31.0	3
Model	Bearing	Rating Voltage	Power Current	Power Consumption	Speed	Air Flow	Static Pressure	Noise	Weight	Curve
	○ 2BALL Sleeve	(VDC)	(mA)	(WATTS)	(RPM)	(CFM)	(Inch-H <sub>2</sub> O)	(dB(A))	(g)	
EB40200S1-000U-999	○	5	218	1.09	7200	8.9	0.21	25.5	30.0	2
EB40200S2-000U-999	○	5	140	0.70	6200	7.7	0.16	21.0	30.0	3
EB40200S3-000U-999	○	5	100	0.50	5200	6.3	0.11	18.0	30.0	4
EB40201SX-000U-999	○	12	120	1.44	8200	10.8	0.27	27.5	31.0	1
EB40201S1-000U-999	○	12	90	1.08	7200	8.9	0.21	25.5	31.0	2
EB40201S2-000U-999	○	12	63	0.76	6200	7.7	0.16	21.0	31.0	3
EB40201S3-000U-999	○	12	45	0.54	5200	6.3	0.11	18.0	31.0	4
EB40202S1-000U-999	○	24	54	1.30	7200	8.9	0.21	25.5	31.0	2
EB40202S2-000U-999	○	24	33	0.80	6200	7.7	0.16	21.0	31.0	3

## ■ Air Flow-Static Pressure Characteristics



## ■ External dimensions(mm)



\*All model could be customized. Please contact with Sunon Sales.

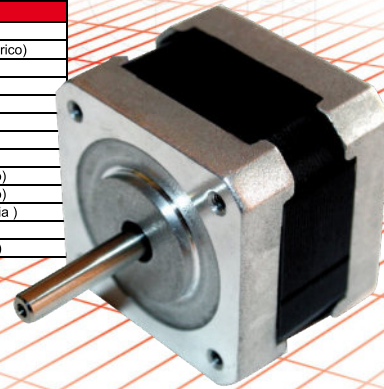
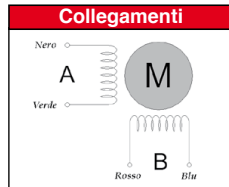
\*Specifications are subject to change without notice. Please Visit SUNON website at <http://www.sunon.com> for update information.

Abbildung 65: Technisches Datenblatt der Gleichstromlüfter [123]

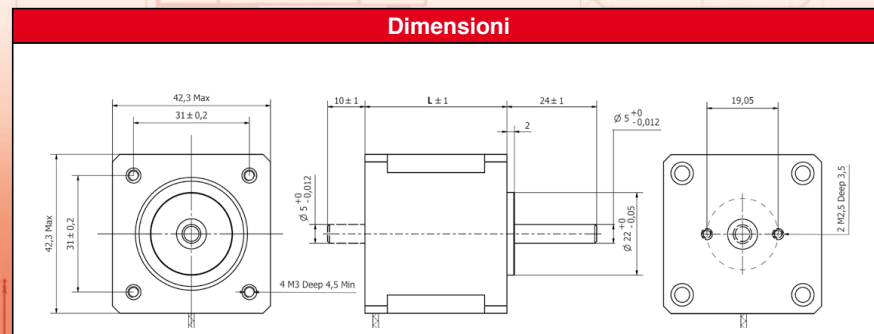
## Serie P42 2H

Descrizione	Specifiche
Angolo di Passo*	1,8°
Precisione dell'angolo di Passo	±5% (passo intero, senza carico)
Tolleranza Resistenza di fase	±10%
Tolleranza Induttanza di fase	±20%
Temperatura di esercizio	80°C Max. (2 Fasi on)
Temperatura d'ambiente	-20°C~+50°C
Resistenza di isolamento	100M Ω Min., 500VDC
Classe di Isolamento	B
Gioco albero radiale	0,02Max. (450 g di carico)
Gioco albero assiale	0,08Max. (450 g di carico)
Carico radiale ammesso	28 N (a 20 mm dalla Flangia)
Carico assiale ammesso	10 N
Rotazione	CW (Vista fronte flangia)

\* Disponibili anche versioni 0,9°



Motori Passo Passo taglia 42 mm										
Modelli	Holding Torque	Fase			Detent Torque	N° Fili	Inerzia Rotore	Peso	Lungh. L	Curva
		Corrente	Resistenza (+/- 10%)	Induttanza (+/-20%)						
Albero: Singolo (A) / Doppio (B)	N cm	A	Ohm (25°C)	mH	N cm		g cm²	Kg	mm	
P42 - 2H - 1 - A(B) - 133 - 4	22	1,33	2,1	4,2	2	4	35	0,22	33	1
P42 - 2H - 1 - A(B) - 040 - 4	24	0,4	30	27	1,2	4	35	0,22	33	2
P42 - 2H - 2 - A(B) - 168 - 4	33	1,68	1,65	3,2	2,2	4	54	0,28	38	3
P42 - 2H - 3 - A(B) - 168 - 4	44	1,68	1,65	4,1	2,5	4	68	0,365	47	4
P42 - 2H - 5 - A(B) - 086 - 4	70	0,86	4,94	11,45	3	4	95	0,48	60	5



12

Abbildung 66: Technisches Datenblatt der Schrittmotoren [124]



Abbildung 67: Drehmoment der Schrittmotoren in Abhängigkeit der Drehzahl [124]

# Datasheet



## PLA Extrafill

### Description:

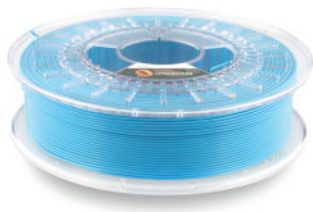
Fillamentum PLA Extrafill is a material for the FFF (also known as FDM) 3D printing technology.

The advantage of this material is that it can be used in 3D printers easily, that it allows a high quality of printing even in tricky details and an excellent lamination of the printed object.

PLA filament is made of natural ingredients and is easily biodegradable by composting. Thanks to its composition, it is biocompatible and suitable for food contact (only excluded "PLA Extrafill Traffic Black/RAL 9017").

Fillamentum guarantees high precision of filament dimensions within the tolerance of +/- 0,05 mm, which is strictly controlled throughout the production.

Printing filaments reported on the marked under the trademark Fillamentum are produced in a wide variety of colours in accordance with the colour charts RAL and Pantone, and also in own unique colour ranges.



Physical properties	Typical Value	Test Method	Test Condition
Material density	1,24 g/cm <sup>3</sup>	ASTM D1505	
Diameter tolerance	± 0,01 mm		
Weight	750 g of filament (+ 250 g spool)		

Mechanical properties	Typical Value	Test Method	Test Condition
Tensile strength	110 MPa	ASTM D882	MD (film oriented 3,5×)
	145 MPa	ASTM D882	TD (film oriented 5×)
Tensile modulus	3310 MPa	ASTM D882	MD
	3860 MPa	ASTM D882	TD
Elongation at break	160 %	ASTM D882	MD
	100 %	ASTM D882	TD
Elmendorf tear	0,6 g/micron	ASTM D1922	MD
	0,25 g/micron	ASTM D1922	TD

Thermal properties	Typical Value	Test Method	Test Condition
Melting temperature	145-160 °C		
Glass transition temperature	55-60 °C		
Flammability	388 °C		Autoignition temperature

Printing properties	Typical Value	Test Method	Test Condition
Print temperature	170-185 °C		
Hot pad	40-50 °C		
Speed of printing	30-40 mm/s		

Optical properties	Typical Value	Test Method	Test Condition
Haze	2,1 %	ASTM D1003	
Gloss	90	ASTM D1003	20 °

Abbildung 68: Technisches Datenblatt des PLA Filaments [125]

Tabelle 16: Eigenschaften der wärmeisolierenden Platten (HIPAL) und Unterlegscheiben (HIPLA)

[126]

Artikel			Teile-nummer									
			Isolierplatten, Isolierbleche								Wärmeisole- rende Platten	
			Standard	Wärme-beständig	Hochfeste Ausführung	Hohe Temperaturbeständigkeit	Hohe Temperaturisolierung	Für sehr hohe Temperaturen, extrem isolierend	Sehr hohe Temperaturbeständigkeit	Automatenqualität		
			Platte S.1677 S.1688	S.1677 S.1688	S.1679 S.1687 S.1688	S.1679 S.1687 S.1688	S.1681 S.1688	S.1681	S.1683	S.1685		S.1685
Artikel		S.1689	S.1689	-	S.1689	-	-	-	-	-		
Einheit		HIPA KJLHP ENJHP	HIPHA KJLHH ENJHH	HIPYA HIPYKH ENJHY	HIPLA HIPLKH KJLHL ENJHL	HIPIA ENJHA	HIPAL	HRMB	HIPMA	HIPCA		
Komponen- te	Hauptwerkstoff Grundkörper	-	Glasfaser	Glasfaser	Glasfaser	Glasfaser	Glasfaser	Glasfaser	Calciumsilikat	Glasfaser (geringe Menge)	Glaswollefz	
	Haupt-material	-	Kieselsäurebasis	Borat-Ausführung	Super-temperaturbe- ständiges Epoxidharz	Bindemittel Calciumsilikat	Ungesättigtes Polyes- terharz gemäß ISO	Bindemittel Calciumsilikat		Klebstoff	Bindemittel Calciumsilikat	
Elektrische Eigenschaften	dielektrische Durchschlag- festigkeit kreuzförmig	kV/mm	6	3	27	10	10	10	-	2.9	-	
	Durchgangs- widerstand	4h/150°C	Ω · cm	2.0x10 <sup>14</sup>	1.0x10 <sup>12</sup>	2.0x10 <sup>15</sup>	5.7x10 <sup>16</sup>	6.0x10 <sup>16</sup>	1.3x10 <sup>15</sup>	-	1.0x10 <sup>10</sup> (Hinweis 4)	2.4x10 <sup>10</sup>
		100h / 25°C / 90%RH	Ω · cm	3.0x10 <sup>9</sup>	1.0x10 <sup>7</sup>	1.0x10 <sup>14</sup>	8.2x10 <sup>15</sup>	-	7.2x10 <sup>14</sup>	-	1.0x10 <sup>9</sup>	-
	Oberflächenwiderstand	Ω	-	-	2.0x10 <sup>15</sup>	3.0x10 <sup>16</sup>	4.3x10 <sup>16</sup>	3.4x10 <sup>15</sup>	-	1.0x10 <sup>11</sup> (Hinweis 5)	8.0x10 <sup>13</sup>	
	Isolationswi- derstand	Normalzustand	Ω	-	-	10 <sup>13</sup> ~10 <sup>14</sup>	1.0x10 <sup>14</sup>	3.0x10 <sup>15</sup>	1.0x10 <sup>13</sup>	-	-	3.0x10 <sup>13</sup>
		Nach Kochvorgang	Ω	-	-	10 <sup>11</sup> ~10 <sup>13</sup>	2.0x10 <sup>9</sup>	1.3x10 <sup>9</sup>	2.0x10 <sup>8</sup>	-	-	-
Mechanische Eigenschaften	Biegefestigkeit		MPa {kgf/mm <sup>2</sup> }	100~150 {10~15}	45~55 {4.6~5.6}	390~540 {40~55}	145 {14.8}	142 {14.5}	94 {9.6}	8.8 {0.90}	19.6~29.5 (Hinweis 5) {2.0~3.0}	8.8 {0.9}
	Druckfestig- keit	Im rechten Winkel zur Laminierung	MPa {kgf/mm <sup>2</sup> }	150~200 {15~20}	120~150 {12~15}	500~588 {51~60}	439 {44.7}	313 {31.9}	182 {18.5}	4.4 {0.45}	108 {11}	1.2 (Hinweis 3) {0.12}
		Parallel zur Laminierung	MPa {kgf/mm <sup>2</sup> }	-	-	270~390 {27~40}	98 {10}	235 {24}	59 {6.0}	-	-	1.8 (Hinweis 3) {0.18}
	Izod Schlagfestigkeit		J/cm	-	-	4.6 oder mehr	2.9	5.6	5.1	-	-	0.12
	Kerbschlagzähigkeit		kN	2.6~3.4	1.8~2.4	7.8~10.8	3.1	4.2	2.6	-	-	-
	Wärmeigenschaften	Empfohlene Betriebstempe- ratur (Hinweis 1)		°C	Raumtemperatur ~ 220	Raumtemperatur ~ 500	Raumtemperatur ~ 180	-80~400	Raumtemperatur ~ 180	Raumtemperatur ~ 400	Raumtemperatur ~ 1000	Raumtemperatur ~ 300
Referenz - Zerstörungstemp. (Hinweis 2)		°C	-	-	-	-	230	500	-	-	450	
Dehnungskoeffizient		°C <sup>-1</sup>	6.6x10 <sup>-6</sup>	9.0x10 <sup>-6</sup>	1.6x10 <sup>-4</sup>	2.6x10 <sup>-5</sup>	1.4x10 <sup>-4</sup>	7.3x10 <sup>-5</sup>	-	-	9.2x10 <sup>-5</sup>	
Wärmeleitfähigkeit		W/m · K {cal/cm · sec · °C}	0.3 {0.71x10 <sup>-3</sup> }	0.3 {0.71x10 <sup>-3</sup> }	0.3 {0.71x10 <sup>-3</sup> }	0.24 {0.58x10 <sup>-3</sup> }	0.13 {0.36x10 <sup>-3</sup> }	0.08 {0.19x10 <sup>-3</sup> }	0.20 {0.50x10 <sup>-3</sup> }	0.44 {1.22x10 <sup>-3</sup> }	0.07 {0.19x10 <sup>-3</sup> }	
Sonstige	Biegefestigkeit		s	180	240	180	345	75	250	-	240~370	250
	Wasseraufnahmeverhältnis		%	2~5	4~6	0.03	0.05~0.06	0.06	0.09	-	15	6.3
	Relative Dichte		-	2.0~2.2	2.0~2.2	1.8~2.0	2.0	1.41	1.2	0.84	1.75	0.5

## A.2 Benutzerdefinierte Funktionen

### Benutzerdefinierte Funktion zur Modellierung der Viskosität

```

/*****
/***** UDF zur Modellierung der Viskosität *****/
*****/

#include "udf.h"

DEFINE_PROPERTY(CrossWLF, c, t)
{

/* Cross-WLF Modellparameter definieren */
real n = -0.27014;
real tau = 117060.093;
real a1 = 18.76476;
real a2 = 25.4512;
real d1 = 4576790000.;
real d2 = 385.17576;

/* Temperatur */
real T = C_T(c,t);

/* Scherrate */
real scherrate = C_STRAIN_RATE_MAG(c, t);

/* Cross-WLF Viskositätsmodell */
real mu_lam;

real mu_null = d1*exp((-a1*(T-d2))/(a2+(T-d2)));

if (T < 423.15) /* Unterhalb der Schmelztemperatur */
    mu_lam = 52000.;
else if (T > 423.15) /* Oberhalb der Schmelztemperatur */
    mu_lam = mu_null/(1+pow((mu_null*scherrate/tau),(1-n)));

return mu_lam;
}

```



**Benutzerdefinierte Funktion zur Speicherung der Viskosität und der Scherrate**

```

/*****
/***** UDF zur Speicherung der Viskosität *****/
/*****

```

```
#include "udf.h"
```

```
DEFINE_ADJUST(Viskosität, d)
{
```

```
/* Vordefinition */
```

```
Thread *t;
cell_t c;
```

```
/* Schleife */
```

```
thread_loop_c(t, d)
{
    begin_c_loop(c,t)
    {
        C_UDMI(c, t, 0) = C_MU_L(c, t);
    }
    end_c_loop(c, t)
}
}
```

```

/*****
/***** UDF zur Speicherung der Scherrate *****/
/*****

```

```
#include "udf.h"
```

```
DEFINE_ADJUST(Scherrate, d)
{
```

```
/* Vordefinition */
```

```
Thread *t;
cell_t c;
```

```
/* Schleife */
```

```
thread_loop_c(t, d)
{
    begin_c_loop(c,t)
    {
        C_UDMI(c, t, 0) = C_STRAIN_RATE_MAG(c, t);
    }
    end_c_loop(c, t)
}
}
```

### A.3 Messwerte aus den Temperatur- und Druckversuchen

In diesem Kapitel des Anhangs werden die ausführlichen Messwerte zu den durchgeführten Temperatur- und Druckversuchen präsentiert.

#### Messwerte der Temperaturversuche

In der Tabelle 17 und der Tabelle 18 sind die stationären Temperaturen der Druckkopfbauteile in Abhängigkeit der Zieltemperaturen für die Schmelzeinheit von 170 °C, 190 °C, 210 °C und 230 °C sowie dem Betriebszustand der Lüfter dargestellt. Der Versuchsaufbau zur Bestimmung dieser stationären Temperaturen ist in Kapitel 5.3 beschrieben. Sobald die Temperaturverteilung im Druckkopf konvergiert ist, werden die Messungen zur zeitlichen Temperaturänderung in den Bauteilen begonnen. Demzufolge zeigt die Abbildung 69 bis Abbildung 72 die Temperaturänderung in den Bauteilen in Abhängigkeit der Zeit und der Zieltemperatur bei ausgeschalteten Lüftern. Aus den Messwerten innerhalb der 250 Sekunden Messung werden anschließend die Mittelwerte gebildet, die in Tabelle 17 dargestellt sind. Für den Betriebszustand der eingeschalteten Lüfter wird simultan vorgegangen. Die zeitlichen Messwerte für die Temperaturverteilung im Druckkopf bei eingeschalteten Lüftern sind in der Abbildung 73 bis Abbildung 76 präsentiert, woraus die in der Tabelle 18 Mittelwerte als stationäre Temperaturen berechnet werden.

Tabelle 17: Stationäre Temperaturen der Druckkopfbauteile in Abhängigkeit der Zieltemperatur bei ausgeschalteten Lüftern

	170 °C (ohne Lüfter)	190 °C (ohne Lüfter)	210 °C (ohne Lüfter)	230 °C (ohne Lüfter)
<b>Düse</b>	170,79 °C	190,70 °C	210,07 °C	228,82 °C
<b>Schmelzeinheit</b>	170,21 °C	190,08 °C	209,73 °C	229,09 °C
<b>Unter Isolierung</b>	166,01 °C	186,04 °C	205,32 °C	224,04 °C
<b>Über Isolierung</b>	75,54 °C	80,57 °C	85,51 °C	90,49 °C
<b>Kühlkörper 1</b>	74,43 °C	79,36 °C	84,14 °C	88,94 °C
<b>Kühlkörper 2</b>	72,63 °C	77,31 °C	81,97 °C	86,53 °C

Tabelle 18: Stationäre Temperaturen der Druckkopfbauteile in Abhängigkeit der Zieltemperatur bei eingeschalteten Lüftern

	170 °C (mit Lüfter)	190 °C (mit Lüfter)	210 °C (mit Lüfter)	230 °C (mit Lüfter)
<b>Düse</b>	170,00 °C	189,97 °C	209,83 °C	229,42 °C
<b>Schmelzeinheit</b>	169,90 °C	190,20 °C	210,25 °C	230,22 °C
<b>Unter Isolierung</b>	166,53 °C	186,42 °C	205,66 °C	224,46 °C
<b>Über Isolierung</b>	34,21 °C	34,63 °C	35,62 °C	36,04 °C
<b>Kühlkörper 1</b>	33,38 °C	33,61 °C	34,57 °C	34,96 °C
<b>Kühlkörper 2</b>	32,06 °C	32,25 °C	33,03 °C	33,31 °C

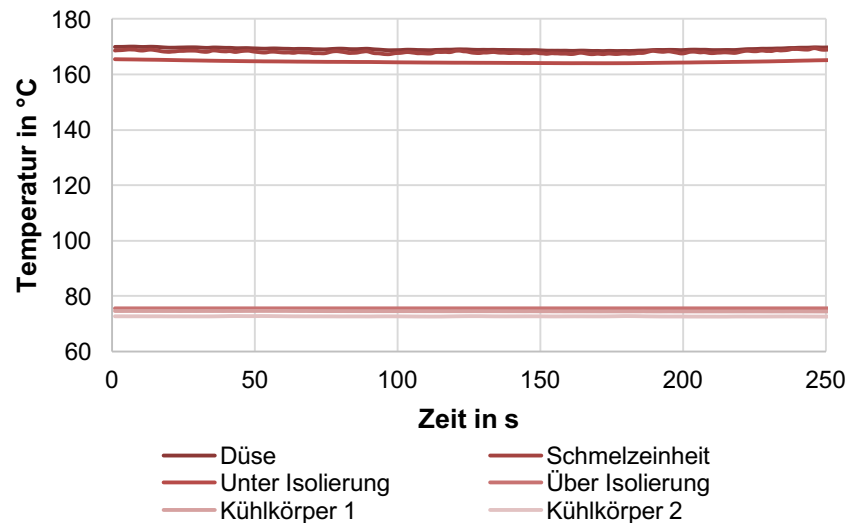


Abbildung 69: Zeitliche Temperaturverteilung bei ausgeschalteten Lüftern und 170 °C Zieltemperatur

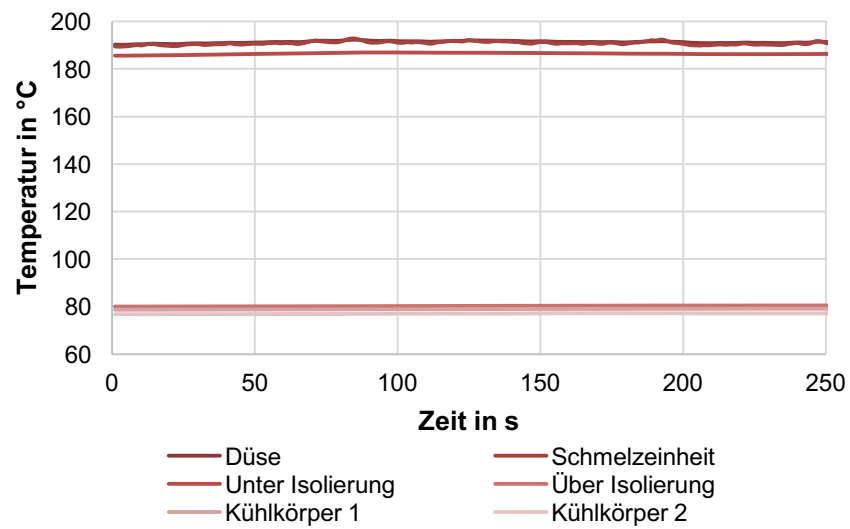


Abbildung 70: Zeitliche Temperaturverteilung bei ausgeschalteten Lüftern und 190 °C Zieltemperatur

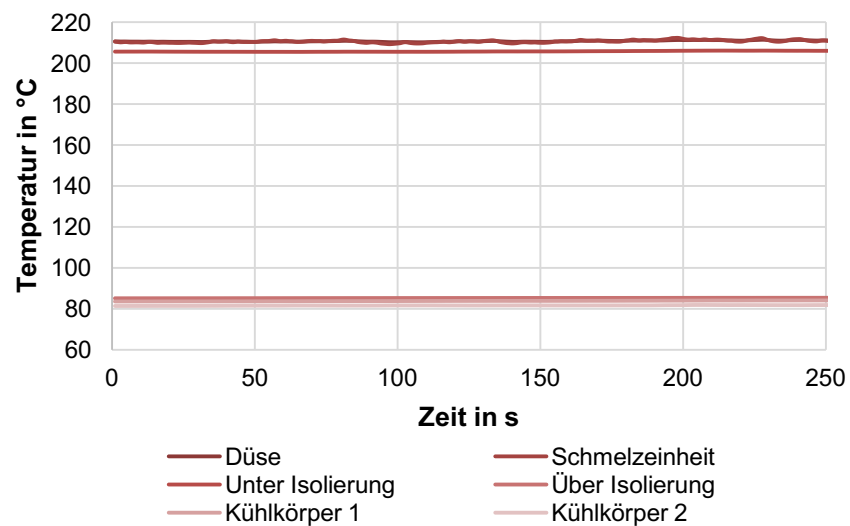


Abbildung 71: Zeitliche Temperaturverteilung bei ausgeschalteten Lüftern und 210 °C Zieltemperatur



Abbildung 72: Zeitliche Temperaturverteilung bei ausgeschalteten Lüftern und 230 °C Zieltemperatur

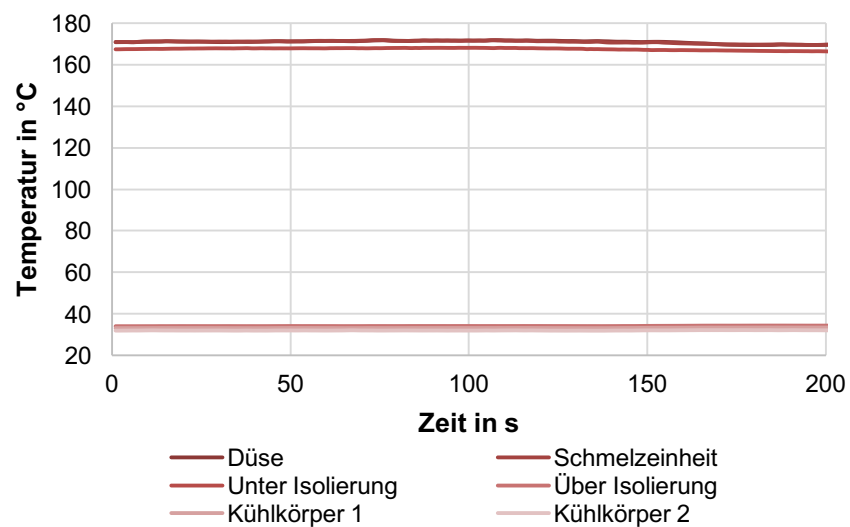


Abbildung 73: Zeitliche Temperaturverteilung bei eingeschalteten Lüftern und 170 °C Zieltemperatur

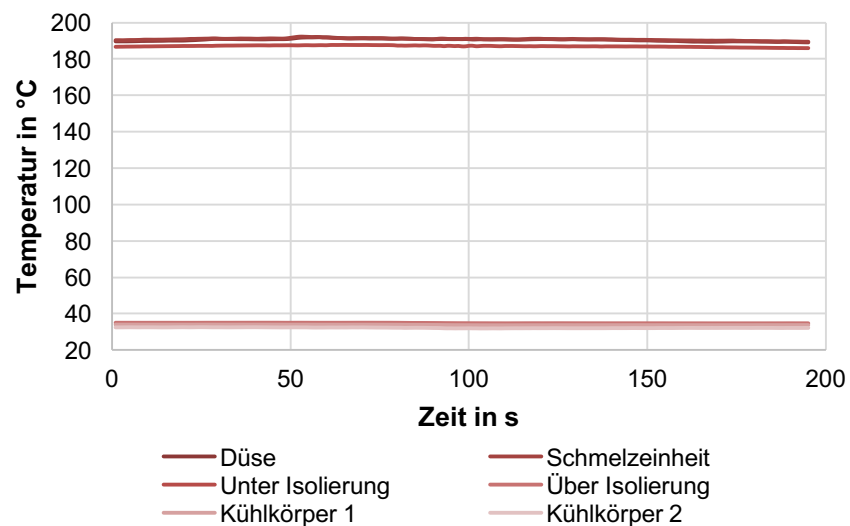


Abbildung 74: Zeitliche Temperaturverteilung bei eingeschalteten Lüftern und 190 °C Zieltemperatur

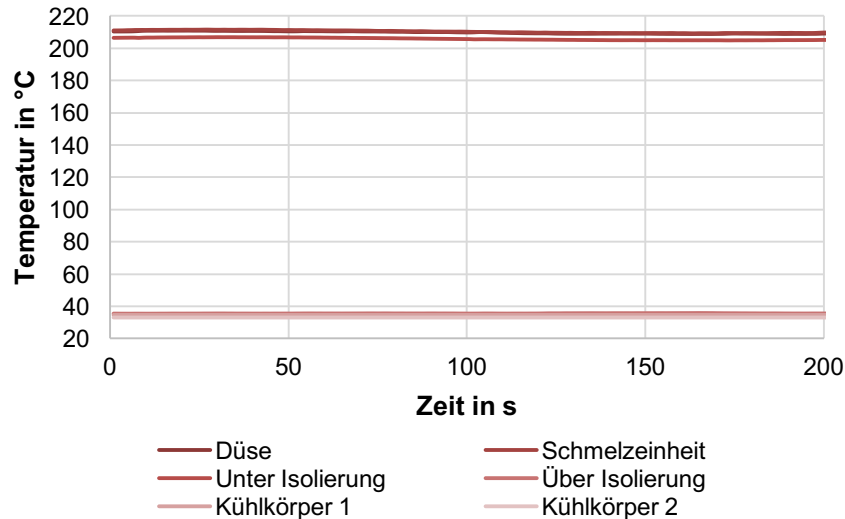


Abbildung 75: Zeitliche Temperaturverteilung bei eingeschalteten Lüftern und 210 °C Zieltemperatur

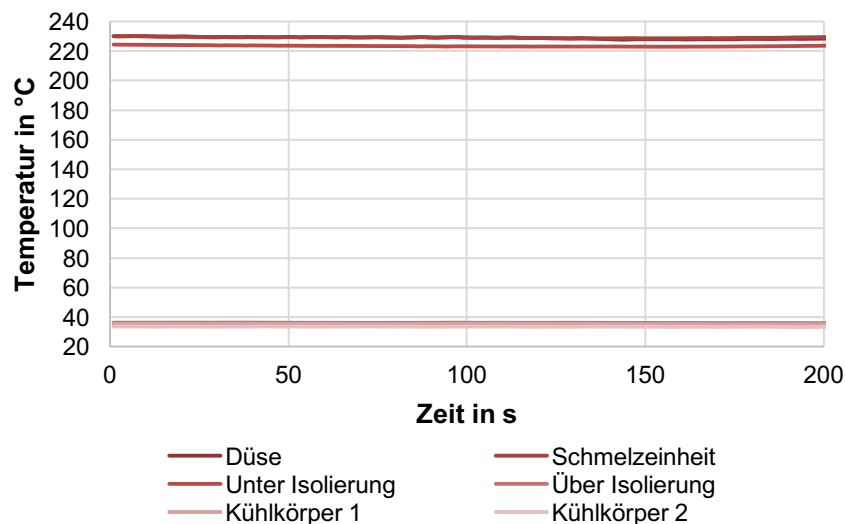


Abbildung 76: Zeitliche Temperaturverteilung bei eingeschalteten Lüftern und 230 °C Zieltemperatur

### **Messwerte der Druckversuche**

Folgend sind die Messwerte zu dem Druck innerhalb der Schmelzkammer und der Temperatur der Schmelzeinheit in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit aufgezeigt. Diese Messwerte wurden nach dem Versuchsaufbau in Kapitel 6.4 gemessen. Für den Betrieb des Druckkopfs ist hauptsächlich die Oszillation des Drucks nach dem Erreichen des, in Kapitel 6.4 gezeigten, Druckplateaus von Interesse. In diesem Plateau steigt der Mittelwert des Drucks nicht weiter an, sondern der Druck oszilliert gemäß den ausgeführten Schritten des Schrittmotors um den Mittelwert. Aus diesem Grund zeigen Abbildung 77 bis Abbildung 93 die gemessenen Drücke in der Schmelzeinheit nach der Erreichung des Druckplateaus sowie die Temperaturen in der Schmelzeinheit von 170 °C bis 230 °C im Zeitbereich von 10 Sekunden und Vorschubgeschwindigkeiten von 11 mm/min und 55 mm/min. Die Skalierung der Temperatur in der Schmelzeinheit auf der Sekundärachse wird so gewählt, dass die Ziel-

temperatur von 170 °C, 190 °C, 210 °C oder 230 °C erreicht ist, wenn sich die blau dargestellte Kurve in der Mitte des Diagramms befindet.

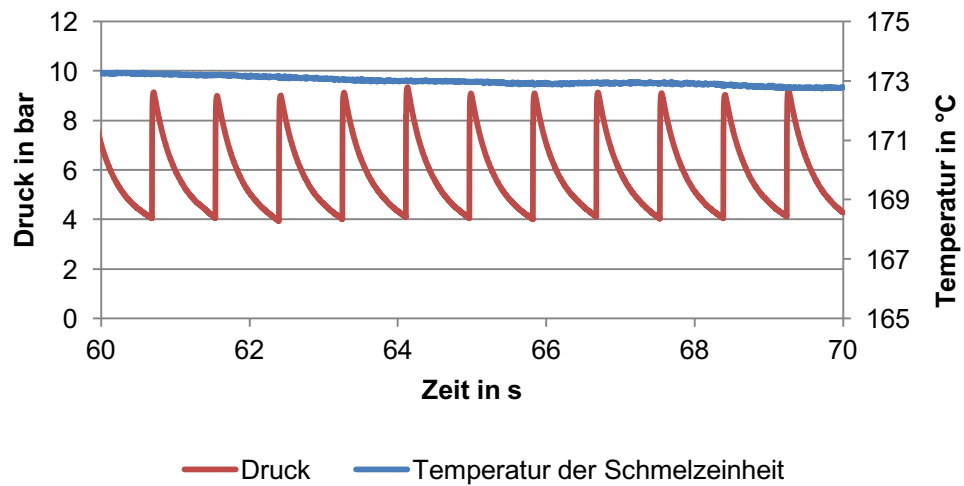


Abbildung 77: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 170 °C und 11 mm/min Vorschub

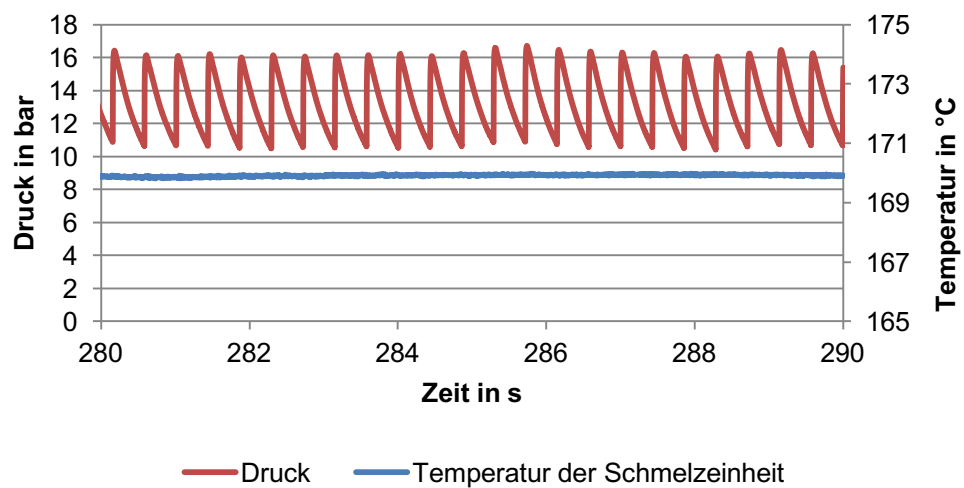


Abbildung 78: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 170 °C und 22 mm/min Vorschub

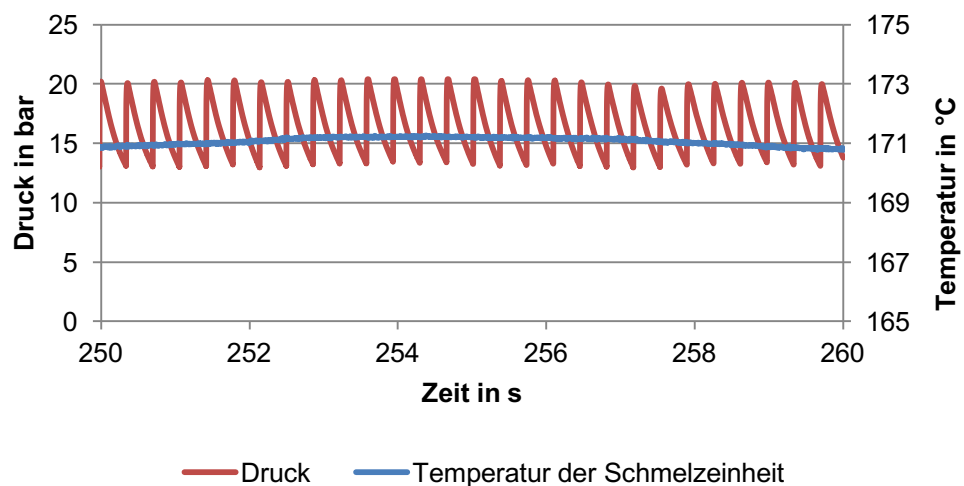


Abbildung 79: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 170 °C und 26 mm/min Vorschub

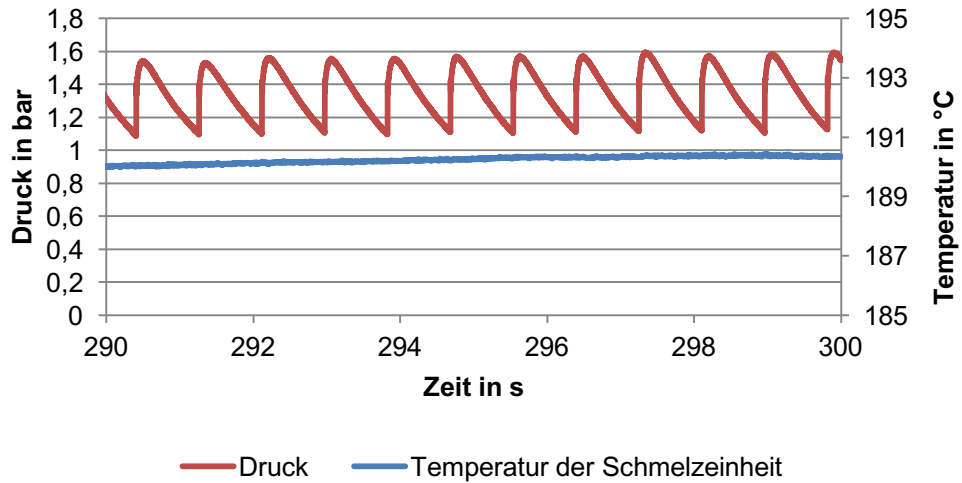


Abbildung 80: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 190 °C und 11 mm/min Vorschub

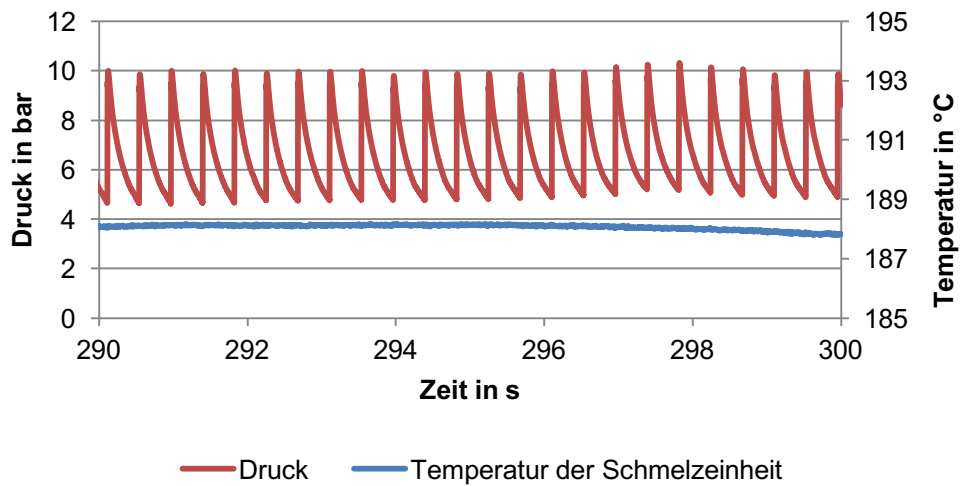


Abbildung 81: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 190 °C und 22 mm/min Vorschub

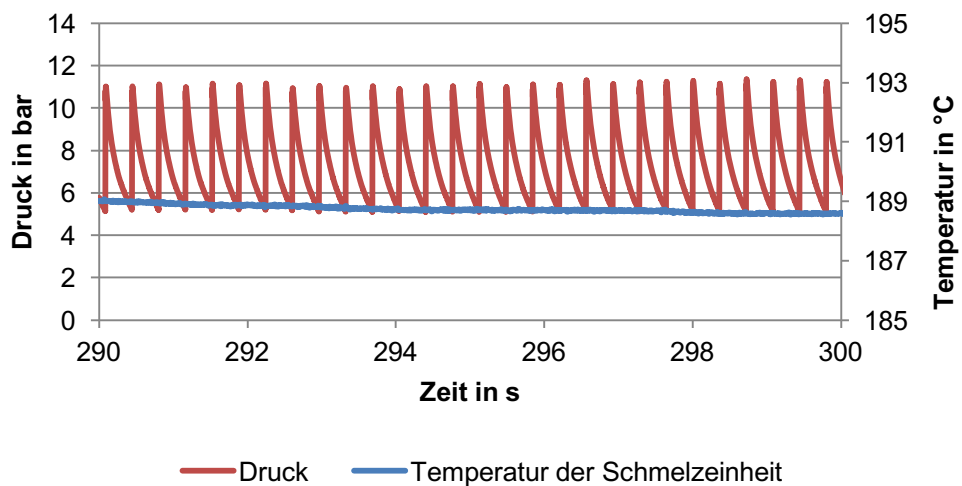


Abbildung 82: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 190 °C und 26 mm/min Vorschub

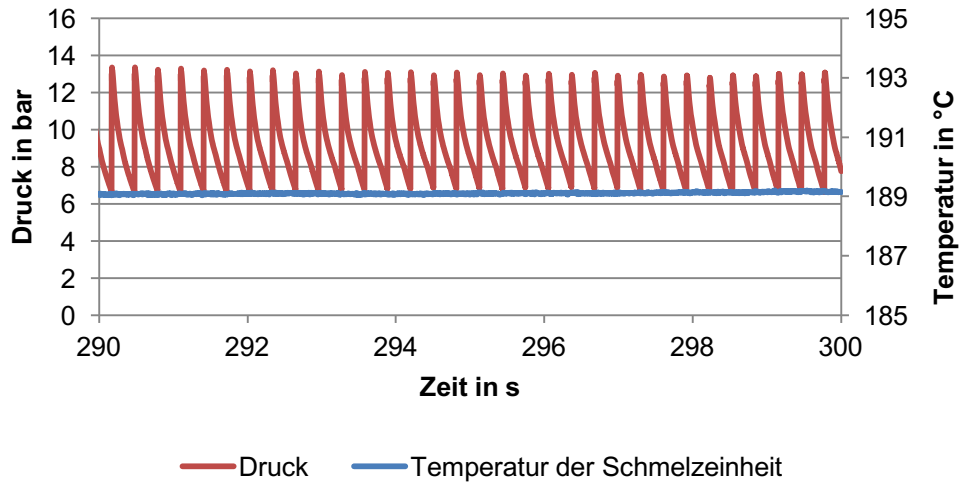


Abbildung 83: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 190 °C und 30 mm/min Vorschub

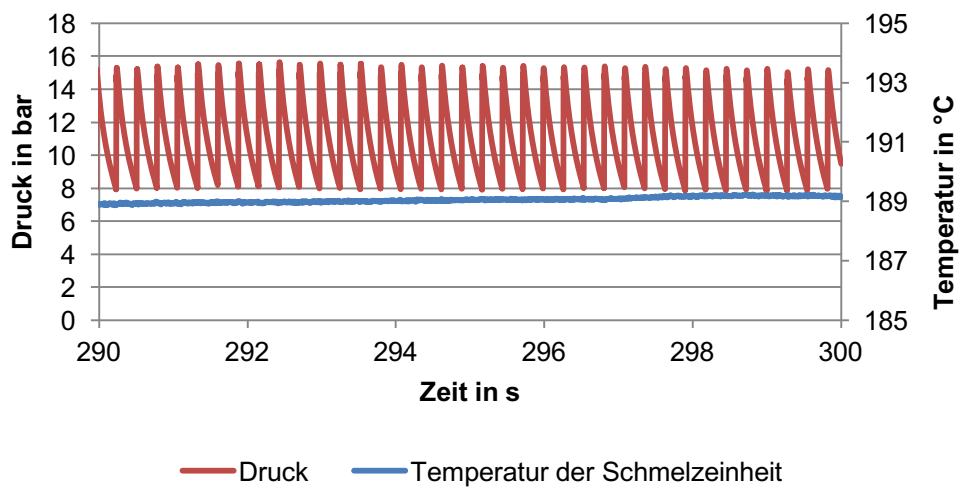


Abbildung 84: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 190 °C und 34 mm/min Vorschub

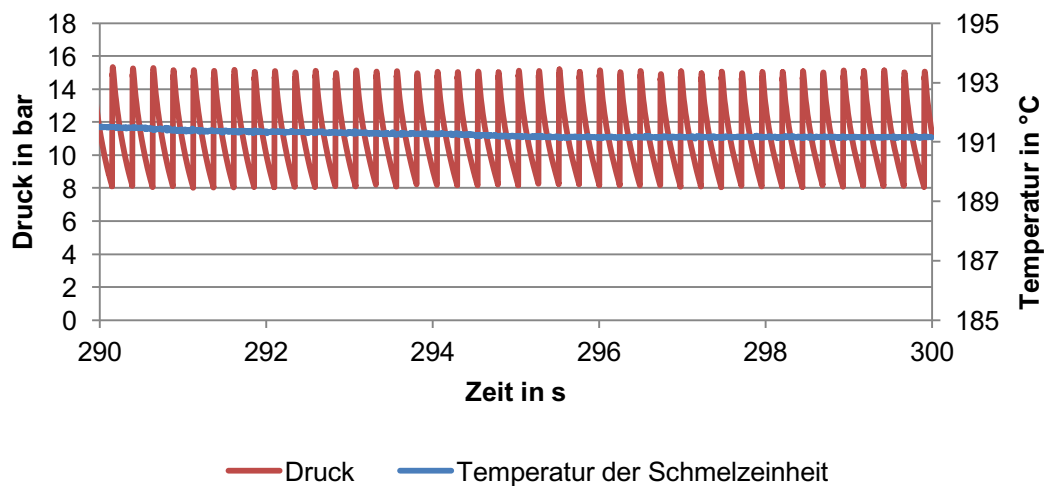


Abbildung 85: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 190 °C und 38 mm/min Vorschub



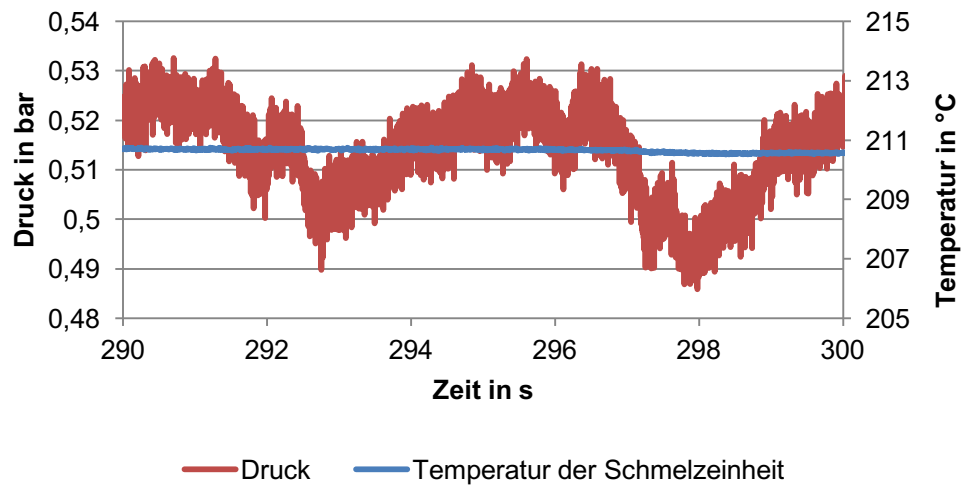


Abbildung 86: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 210 °C und 11 mm/min Vorschub

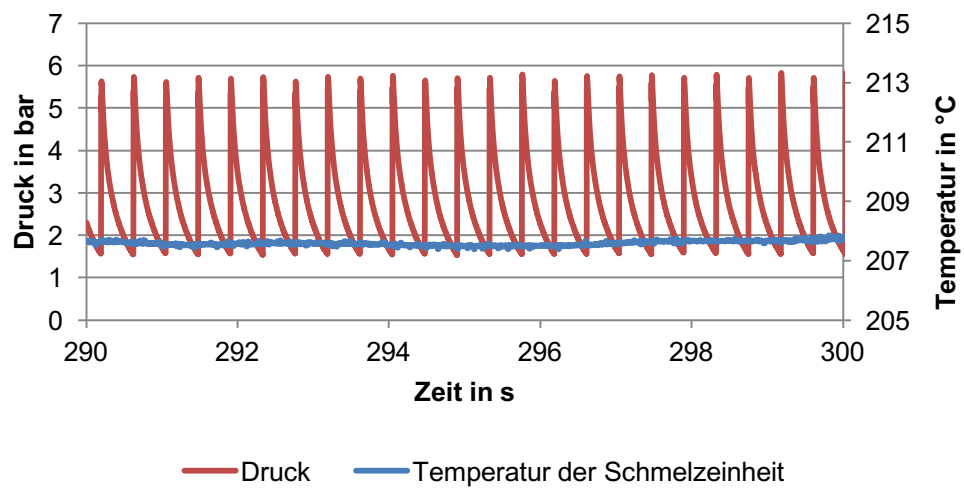


Abbildung 87: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 210 °C und 22 mm/min Vorschub

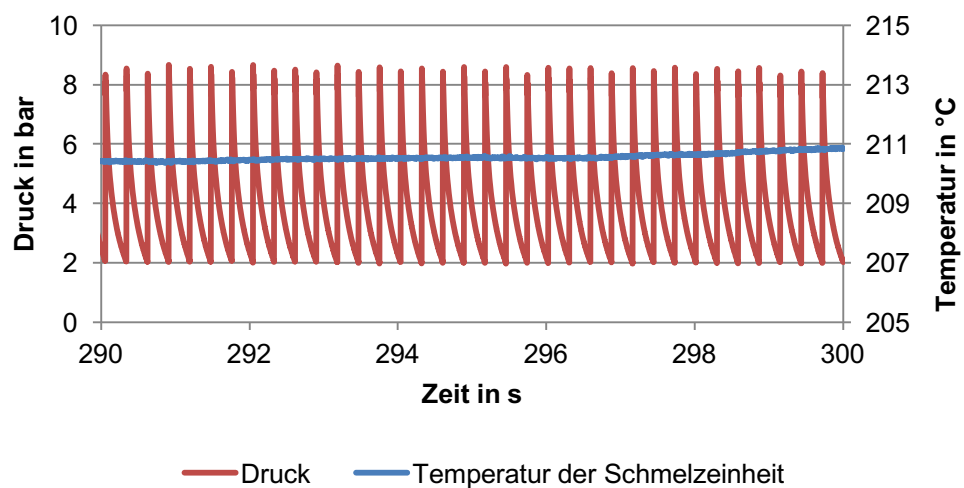


Abbildung 88: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 210 °C und 33 mm/min Vorschub

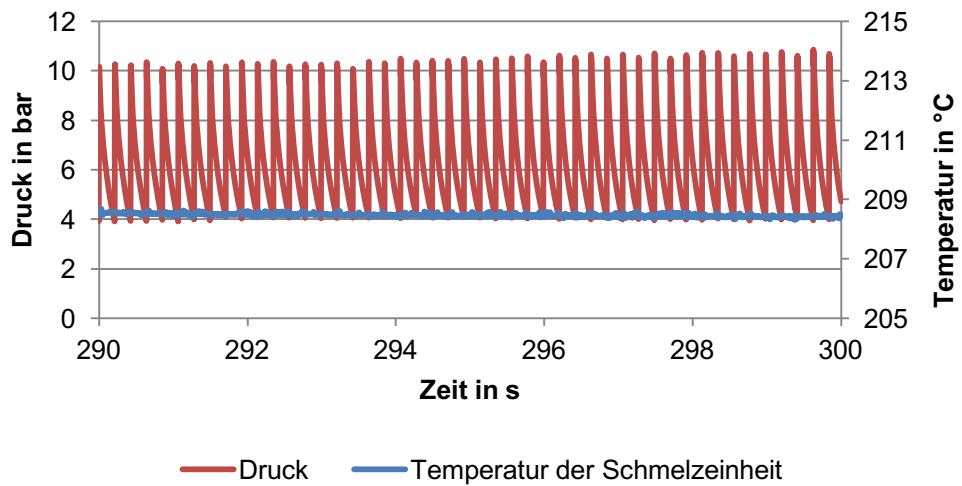


Abbildung 89: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 210 °C und 44 mm/min Vorschub

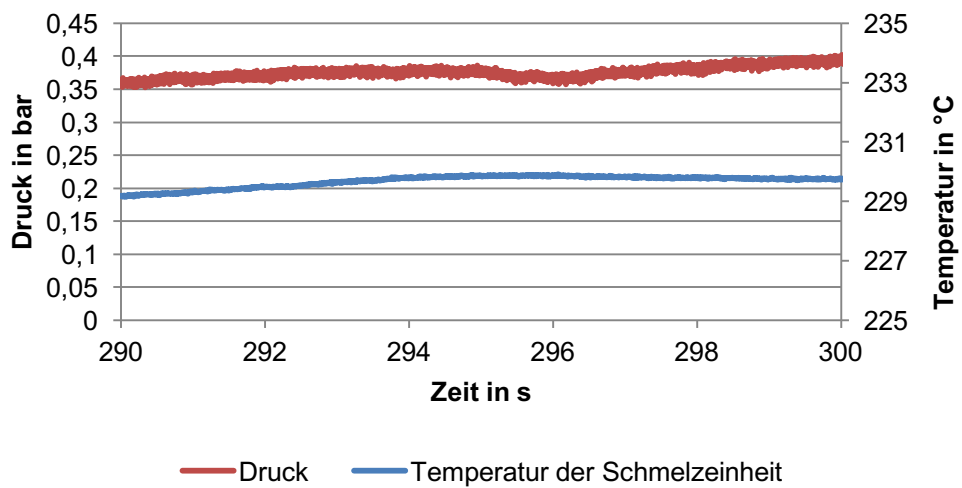


Abbildung 90: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 230 °C und 11 mm/min Vorschub

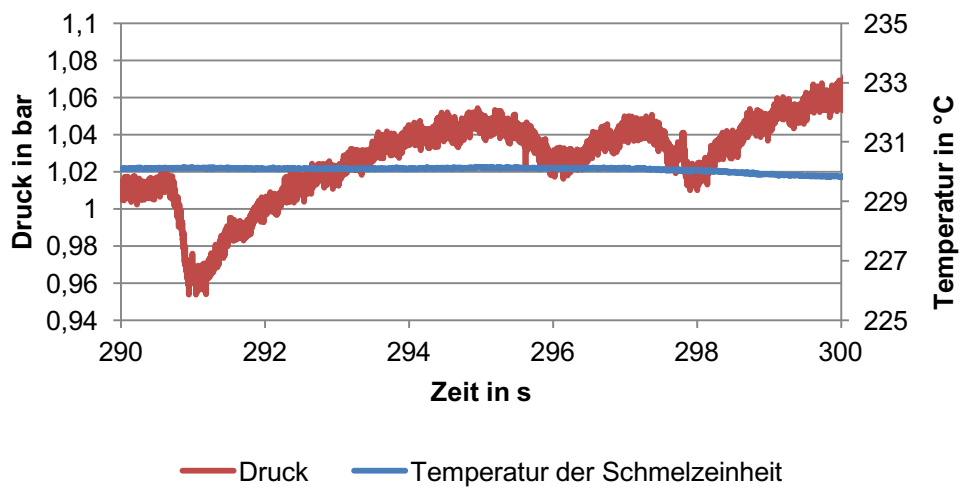


Abbildung 91: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 230 °C und 22 mm/min Vorschub

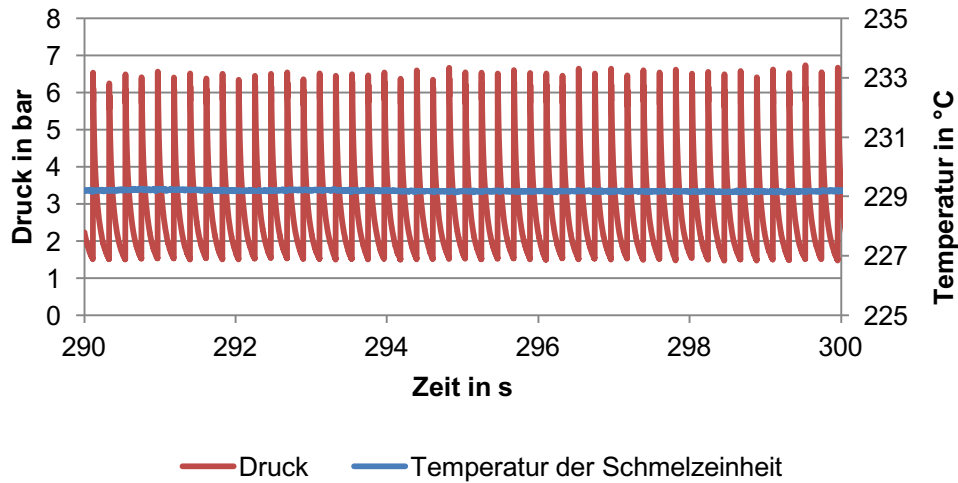


Abbildung 92: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 230 °C und 44 mm/min Vorschub

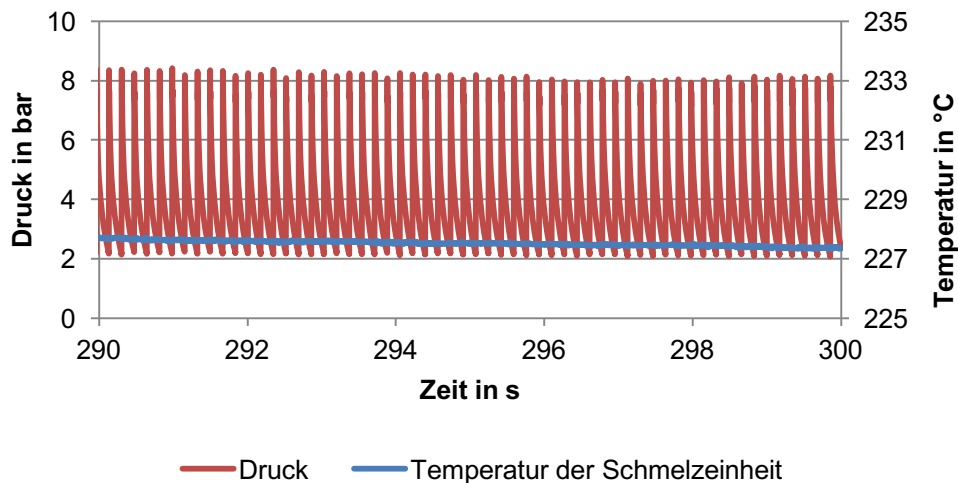


Abbildung 93: Ausschnitt der gemessenen Drücke im Druckkopf bei 230 °C und 55 mm/min Vorschub

### **Streuung der Druckmesswerte**

Zusätzlich zu den vorherigen Messwerten werden die Druckversuche der Prozessparameter 190 °C und 22 mm/min, 190 °C und 33 mm/min sowie 210 °C und 22 mm/min mehrfach wiederholt, um die Streuung der Druckmesswerte, der Temperatur sowie des Filamentvorschubs zu ermitteln. Aus den in vorherigen Messwerten sowie den in Abbildung 94 bis Abbildung 101 gemessenen Drücken, Temperaturen und Filamentförderungen werden die in Tabelle 19 bis Tabelle 21 dargestellten Mittelwerte (MW) und Standardabweichungen (SD) generiert. Für die weitere Auswertung der Daten wird auf das Kapitel 6.4 verwiesen.

Tabelle 19: Mittelwerte und Standardabweichungen für den Druck, den Filamentvorschub und der Temperatur bei 190 °C und 22 mm/min Vorschub

Nr.	Druck [bar]	Filament 1 [mm]	Filament 2 [mm]	Filament 3 [mm]	Temperatur [°C]
1	6,27	104,5	104	101	190,12
2	6,71	105,5	105,5	102	188,93
3	6,39	104,5	104,5	100	190,05
4	5,99	104	103	99,5	191,76
<b>MW</b>	6,34	104,63	104,25	100,63	190,22
<b>SD</b>	0,30	0,63	1,04	1,11	1,17

Tabelle 20: Mittelwerte und Standardabweichungen für den Druck, den Filamentvorschub und der Temperatur bei 190 °C und 33 mm/min Vorschub

Nr.	Druck [bar]	Filament 1 [mm]	Filament 2 [mm]	Filament 3 [mm]	Temperatur [°C]
1	13,98	157,5	158	154	188,25
2	12,47	157	157,5	154,5	189,41
3	11,29	155,5	156,5	152,5	190,53
<b>MW</b>	12,58	156,67	157,33	153,67	189,40
<b>SD</b>	1,35	1,04	0,76	1,04	1,14

Tabelle 21: Mittelwerte und Standardabweichungen für den Druck, den Filamentvorschub und der Temperatur bei 210 °C und 22 mm/min Vorschub

Nr.	Druck [bar]	Filament 1 [mm]	Filament 2 [mm]	Filament 3 [mm]	Temperatur [°C]
1	2,77	106,5	107	103,5	209,42
2	2,94	107	107	104	207,70
3	2,84	106,5	107	103	209,74
4	2,75	106	106,5	103	209,99
<b>MW</b>	2,83	106,50	106,88	103,38	209,21
<b>SD</b>	0,08	0,41	0,25	0,48	1,04

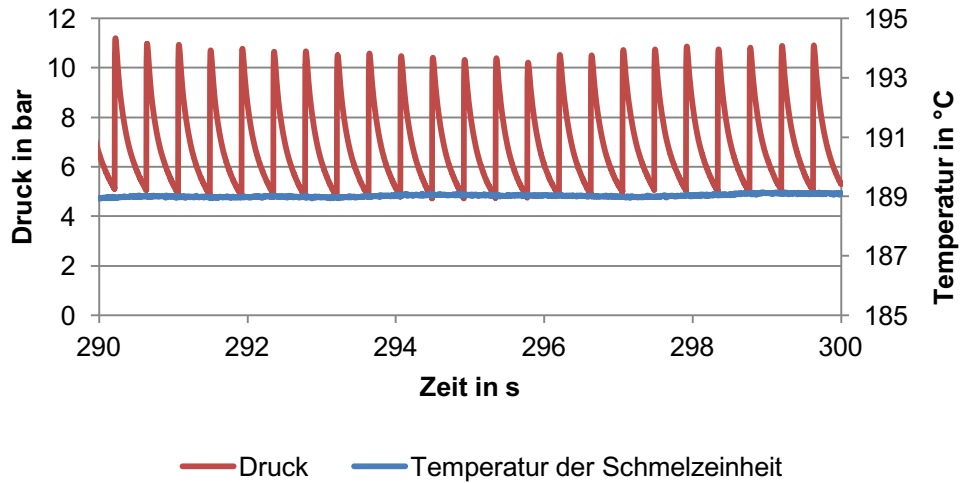


Abbildung 94: Ausschnitt des zweiten Druckverlaufs bei 190 °C und 22 mm/min Vorschub

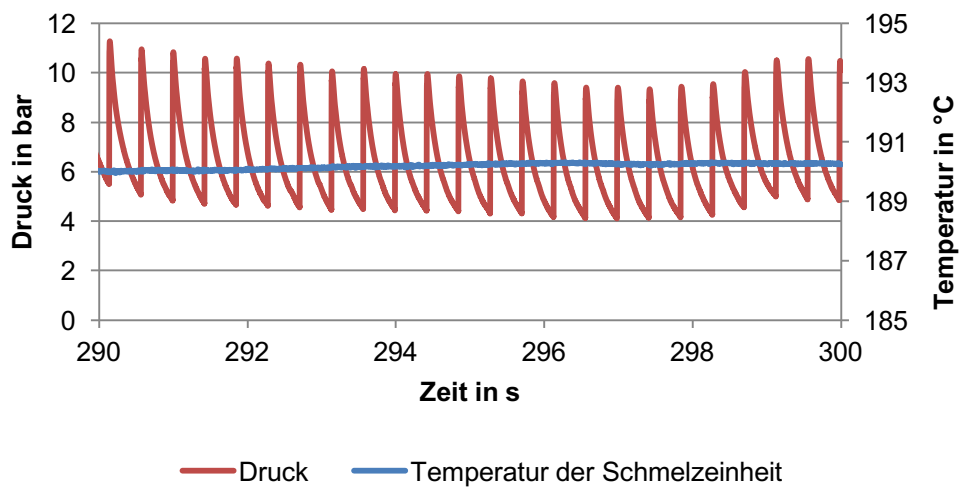


Abbildung 95: Ausschnitt des dritten Druckverlaufs bei 190 °C und 22 mm/min Vorschub

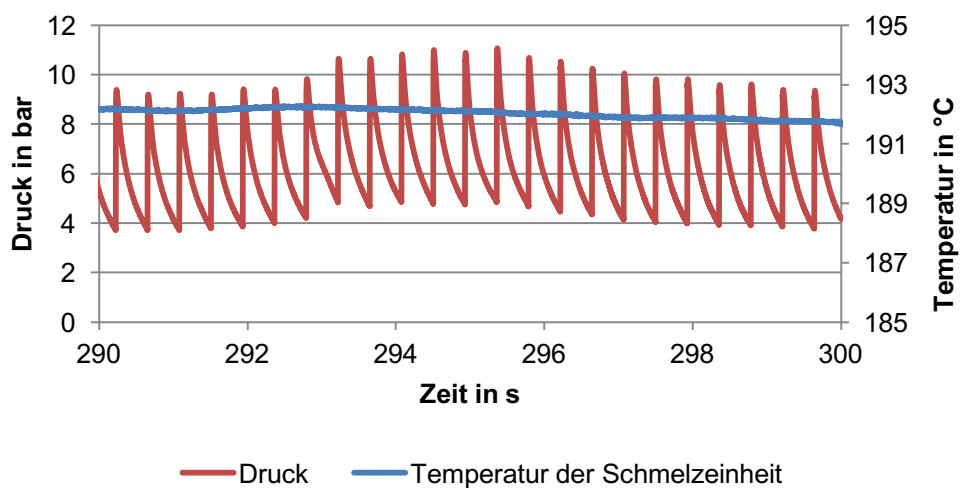


Abbildung 96: Ausschnitt des vierten Druckverlaufs bei 190 °C und 22 mm/min Vorschub

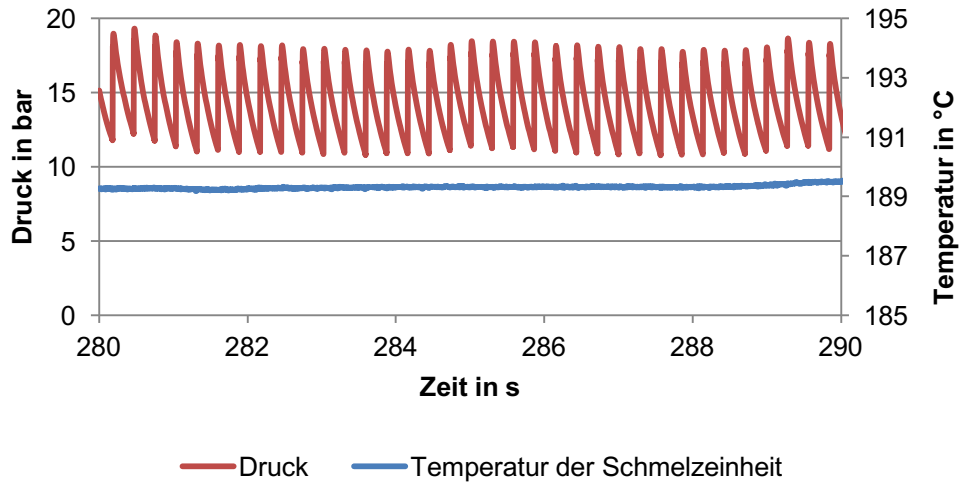


Abbildung 97: Ausschnitt des zweiten Druckverlaufs bei 190 °C und 33 mm/min Vorschub

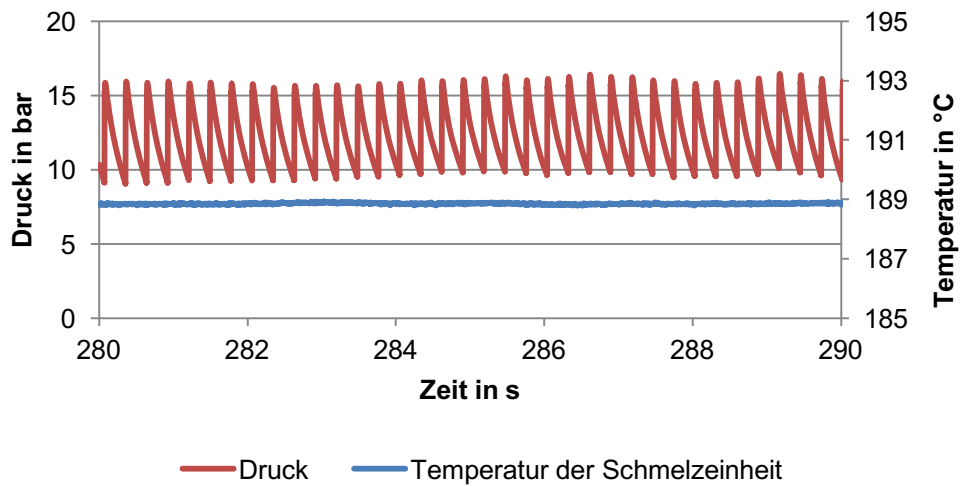


Abbildung 98: Ausschnitt des dritten Druckverlaufs bei 190 °C und 33 mm/min Vorschub

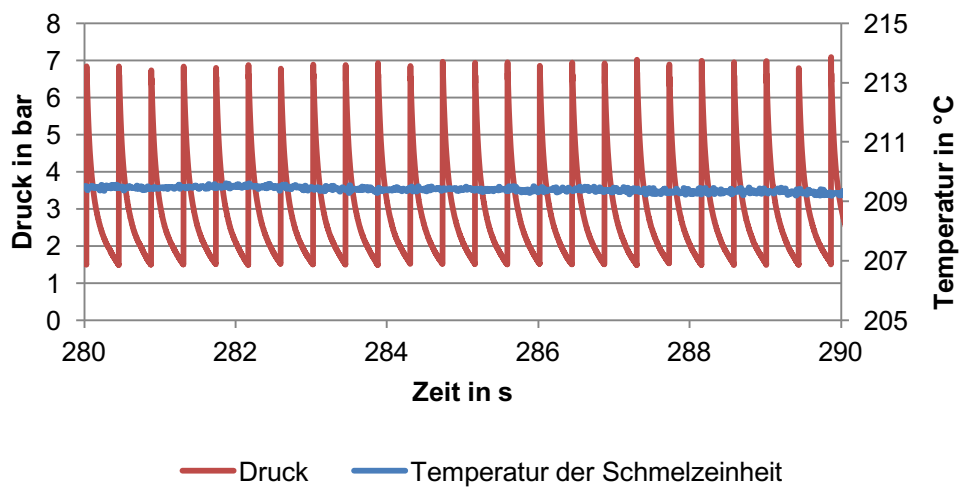


Abbildung 99: Ausschnitt des zweiten Druckverlaufs bei 210 °C und 22 mm/min Vorschub

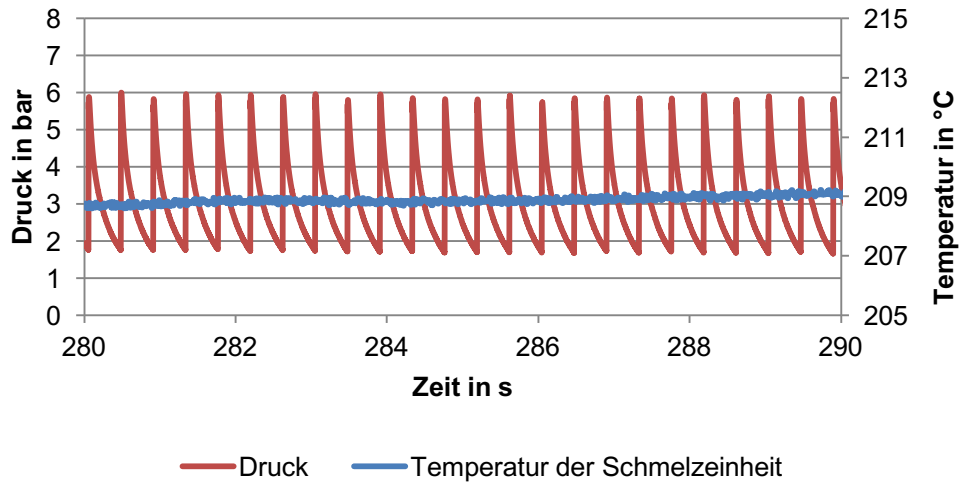


Abbildung 100: Ausschnitt des dritten Druckverlaufs bei 210 °C und 22 mm/min Vorschub

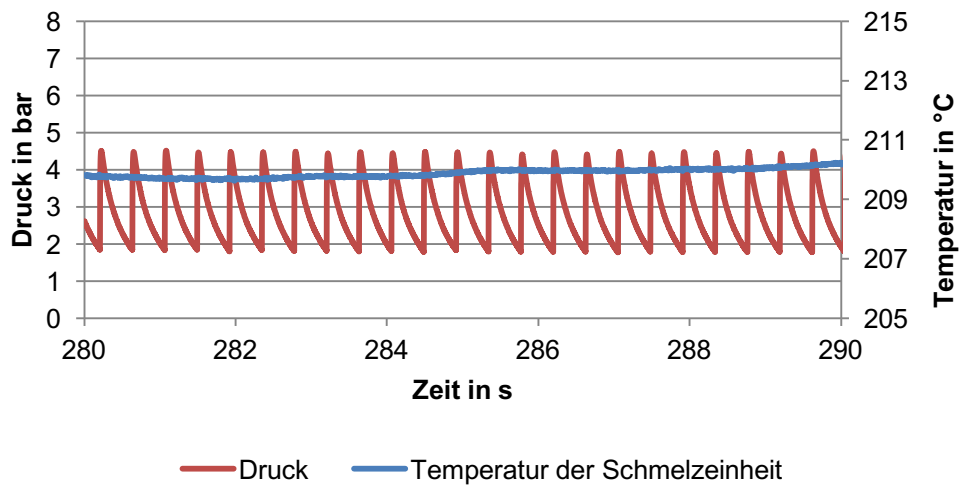


Abbildung 101: Ausschnitt des vierten Druckverlaufs bei 210 °C und 22 mm/min Vorschub